



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

**FAKULTA ELEKTROTECHNIKY
A KOMUNIKAČNÍCH TECHNOLOGIÍ**

FACULTY OF ELECTRICAL ENGINEERING AND COMMUNICATION

ÚSTAV VÝKONOVÉ ELEKTROTECHNIKY A ELEKTRONIKY

DEPARTMENT OF POWER ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERING

**MODEL VÍCEOTÁČKOVÉHO MOTORU A SIMULACE V
PROGRAMU ANSYS MAXWELL**

FEM MODEL AND SIMULATION OF INDUCTION MOTOR WITH POLE-CHANGING WINDING

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Jiří Záškodný

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

doc. Ing. Ondřej Vítek, Ph.D.

BRNO 2018



Diplomová práce

magisterský navazující studijní obor **Silnoproudá elektrotechnika a výkonová elektronika**

Ústav výkonové elektrotechniky a elektroniky

Student: Bc. Jiří Záškodný

ID: 164440

Ročník: 2

Akademický rok: 2017/18

NÁZEV TÉMATU:

Model víceotáčkového motoru a simulace v programu ANSYS Maxwell

POKYNY PRO VYPRACOVÁNÍ:

1. Seznamte se s problematikou víceotáčkových asynchronních motorů a výpočtem jejich parametrů.
2. Proveďte rozbor vlastností několika konkrétních provedení vinutí.
3. Analyzujte vlastnosti zadaného motoru s natočenými a nenatočenými drážkami.
4. Vypočítejte parametry zadaného motoru v prostředí ANSYS Maxwell, proveďte měření na dodaném vzorku a výsledky srovnajte.

DOPORUČENÁ LITERATURA:

- [1] BRÁZDA, Miroslav a STAŇA, Rudolf. Výpočet asynchronního motoru. Brno: Výzkumný a vývojový ústav elektrických strojů točivých, 1973, 222 s.
- [2] HELLER, Bedřich a HAMATA, Václav. Přídavná pole, síly a ztráty v asynchronním stroji. 1. vyd. Praha: Československá akademie věd, 1961, 202 s.
- [3] PETROV, Georgij N. Elektrické stroje 2. Praha: Academia, 1982. 728 s.
- [4] KOPYLOV, I. P. Stavba elektrických strojů. 1. vyd. Praha: SNTL, 1988. 685 s.
- [5] BOLDEA, Ion and NASAR, Syed A. The Induction Machine Handbook. Boca Raton: CRC Press LLC, 2002. 949 p. ISBN 0-8493-0004-5.

Termín zadání: 5. 2. 2018

Termín odevzdání: 21. 5. 2018

Vedoucí práce: doc. Ing. Ondřej Vítek, Ph.D.

doc. Ing. Ondřej Vítek, Ph.D.
předseda oborové rady

UPOZORNĚNÍ:

Autor diplomové práce nesmí při vytváření diplomové práce porušit autorská práva třetích osob, zejména nesmí zasahovat nedovoleným způsobem do cizích autorských práv osobnostních a musí si být plně vědom následků porušení ustanovení § 11 a následujících autorského zákona č. 121/2000 Sb., včetně možných trestněprávních důsledků vyplývajících z ustanovení části druhé, hlavy VI. díl 4 Trestního zákoníku č. 40/2009 Sb.

Abstrakt

Tato diplomová práce se zabývá výpočty a simulacemi víceotáčkových asynchronních motorů. V první části je popsán základní princip těchto strojů. Dále jsou uvedeny tři příklady statorových vinutí s možností přepínání počtu pólů a jsou analyzovány jejich vlastnosti (činitele vinutí, průběhy magnetických napětí).

Hlavní část práce se věnuje simulacím a měření konkrétního motoru, který vyrábí firma Siemens Mohelnice. Jedná se o motor s přepínáním počtu pólů 2/1 v zapojení Y/YY. U tohoto motoru je nejprve analyzován vliv natočení rotorových drážek na průběh proudu a momentu. Dále jsou uvedeny parametry motoru získané ze simulací a tyto výsledky jsou porovnány s měřením.

Klíčová slova

Asynchronní, víceotáčkový, motor, přepínání pólů, natočení drážek, ANSYS Maxwell, skew model, multi-slice model

Abstract

This master thesis deals with calculations and simulations of multi-speed induction motors. In the first part, basic principle of these machines is described. Next, there are given three examples of pole-changing stator windings and their properties are analyzed (winding factors, magnetomotive force).

Main part includes simulations and measuring of the specific motor, which is produced by company Siemens Mohelnice. This is the motor with 2/1 pole-changing in Y/YY connection. First, influence of skewed rotor slots on current and torque is analyzed. Next, parameters of motor from simulations are given and these results are compared to measured values.

Keywords

Induction, multi-speed, motor, pole-changing, skewed slots, ANSYS Maxwell, skew model, multi-slice model

Bibliografická citace:

ZÁŠKODNÝ, J. *Model víceotáčkového motoru a simulace v programu ANSYS Maxwell*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2018. 64 s. Vedoucí diplomové práce doc. Ing. Ondřej Vítek, Ph.D.

Prohlášení

„Prohlašuji, že svou závěrečnou práci na téma Model víceotáčkového motoru a simulace v programu ANSYS Maxwell jsem vypracoval samostatně pod vedením vedoucího diplomové práce a s použitím odborné literatury a dalších informačních zdrojů, které jsou všechny citovány v práci a uvedeny v seznamu literatury na konci práce.

Jako autor uvedené závěrečné práce dále prohlašuji, že v souvislosti s vytvořením této závěrečné práce jsem neporušil autorská práva třetích osob, zejména jsem nezasáhl nedovoleným způsobem do cizích autorských práv osobnostních a jsem si plně vědom následků porušení ustanovení § 11 a následujících autorského zákona č. 121/2000 Sb., včetně možných trestněprávních důsledků vyplývajících z ustanovení části druhé, hlavy VI. díl 4 Trestního zákoníku č. 40/2009 Sb.

V Brně dne 16. května 2018

.....

podpis autora

Poděkování

Děkuji vedoucímu diplomové práce Doc. Ing. Ondřeji Vítkoví Ph.D. za účinnou metodickou, pedagogickou a odbornou pomoc a další cenné rady při zpracování mé diplomové práce.

V Brně dne 16. května 2018

.....
podpis autora(-ky)

Obsah

1	Úvod	1
2	Víceotáčkové asynchronní motory	2
2.1	Zapojení Y/YY	2
2.2	Zapojení Δ /YY	5
3	Příklady vinutí víceotáčkových motorů	8
3.1	Vinutí motoru Siemens	8
3.1.1	Průběhy magnetických napětí	10
3.1.2	Činitele vinutí	12
3.2	Vinutí motoru 2/1, $Q_s = 24$	15
3.2.1	Průběhy magnetických napětí	17
3.2.2	Činitele vinutí	19
3.3	Vinutí motoru 3/1	22
4	Analýza vlivu natočení drážek na vlastnosti motoru	25
4.1	Model a simulace čtyřpólového motoru bez natočených drážek	27
4.1.1	Harmonická analýza indukce v mezeře, proudu a momentu	28
4.2	Model a simulace čtyřpólového motoru s natočenými drážkami	32
4.2.1	Skew model	33
4.2.2	Harmonická analýza proudu a momentu	34
4.3	Model a simulace dvoupólového motoru bez natočených drážek	35
4.3.1	Harmonická analýza indukce v mezeře, proudu a momentu	36
4.4	Model a simulace dvoupólového motoru s natočenými drážkami	39
4.4.1	Harmonická analýza proudu a momentu	39
4.4.2	Harmonická analýza proudu a momentu modelu s konstantní relativní permeabilitou magnetického obvodu	40
5	Parametry motoru získané ze simulace	42
5.1	Parametry čtyřpólového motoru	42
5.2	Parametry dvoupólového motoru	45
6	Měření vzorku motoru	47
6.1	Měřící pracoviště	47
6.2	Měření čtyřpólového motoru	47
6.2.1	Zkouška při jmenovitém zatížení	47
6.2.2	Zkouška zatěžovací křivky	49
6.2.3	Zkouška naprázdno	50
6.2.4	Vyhodnocení přídatných ztrát	53
6.3	Měření dvoupólového motoru	54
6.3.1	Zkouška při jmenovitém zatížení	54
6.3.2	Zkouška zatěžovací křivky	55

6.3.3	Zkouška naprázdno	56
6.3.4	Vyhodnocení přídatných ztrát	57
7	Porovnání výsledků simulací s měřením.....	58
7.1	Čtyřpólový motor.....	58
7.2	Dvoupólový motor.....	60
8	Závěr	62
	Literatura	63
	Seznam symbolů, veličin a zkratk.....	64

Seznam obrázků

Obr. 2.1 Zapojení do hvězdy (čtyřpólový motor)	3
Obr. 2.2 Zapojení do dvojité hvězdy (dvoupólový motor)	3
Obr. 2.3 Překreslené zapojení do dvojité hvězdy	4
Obr. 2.4 Zapojení do trojúhelníku (čtyřpólový motor).....	6
Obr. 2.5 Zapojení do dvojité hvězdy (dvoupólový motor)	6
Obr. 2.6 Překreslené zapojení do dvojité hvězdy	7
Obr. 3.1 Statorové vinutí motoru Siemens	8
Obr. 3.2 Rozložení a zapojení vinutí pro dvoupólový motor.....	9
Obr. 3.3 Rozložení a zapojení vinutí pro čtyřpólový motor	9
Obr. 3.4 Průběh mag. napětí ve vzduchové mezeře čtyřpólového motoru.....	10
Obr. 3.5 Průběh mag. napětí ve vzduchové mezeře dvoupólového motoru.....	11
Obr. 3.6 Zapojení cívek fáze U pro určení činitele vinutí čtyřpólového motoru.....	12
Obr. 3.7 Fázory napětí cívek 1-6 fáze U pro čtyřpólový motor	13
Obr. 3.8 Zapojení cívek fáze U pro určení činitele vinutí dvoupólového motoru.....	14
Obr. 3.9 Fázory napětí cívek pro dvoupólový motor.....	15
Obr. 3.10 Statorové vinutí se zkráceným krokem 5/6.....	16
Obr. 3.11 Rozložení a zapojení vinutí pro čtyřpólový motor	16
Obr. 3.12 Rozložení a zapojení vinutí pro dvoupólový motor	17
Obr. 3.13 Průběh mag. napětí ve vzduchové mezeře čtyřpólového motoru	17
Obr. 3.14 Průběh mag. napětí ve vzduchové mezeře dvoupólového motoru.....	18
Obr. 3.15 Fiktivní zapojení cívek jedné fáze a směry proudů pro čtyřpólový motor	20
Obr. 3.16 Fázorový diagram pro výpočet činitele rozlohy čtyřpólového motoru....	20
Obr. 3.17 Směry proudů v drážkách jedné fáze pro dvoupólový motor.....	21
Obr. 3.18 Fázorový diagram pro výpočet činitele vinutí dvoupólového motoru	21
Obr. 3.19 Rozložení vinutí motoru 3:1.....	22
Obr. 3.20 Zapojení šestipólového motoru	22
Obr. 3.21 Překreslené zapojení šestipólového motoru	23
Obr. 3.22 Směry proudů v drážkách pro šestipólový motor	23
Obr. 3.23 Zapojení dvoupólového motoru	24
Obr. 3.24 Směry proudů v drážkách pro dvoupólový motor	24
Obr. 4.1 Řez vytvořeným modelem motoru v RMxpert.....	26
Obr. 4.2 Průběh otáček při rozběhu motoru.....	27
Obr. 4.3 Průběh radiální složky indukce ve vzduchové mezeře	28
Obr. 4.4 Průběh proudu jedné fáze v ustáleném stavu.....	30
Obr. 4.5 Průběh momentu v ustáleném stavu.....	31
Obr. 4.6 Nastavení skew modelu	33

Obr. 4.7 Průběh proudu jedné fáze v ustáleném stavu.....	34
Obr. 4.8 Průběh momentu v ustáleném stavu.....	34
Obr. 4.9 Průběh otáček při rozběhu motoru.....	35
Obr. 4.10 Průběh radiální složky indukce ve vzduchové mezeře.....	36
Obr. 4.11 Průběh proudu jedné fáze v ustáleném stavu	37
Obr. 4.12 Průběh momentu v ustáleném stavu	38
Obr. 4.13 Průběh proudu jedné fáze v ustáleném stavu	39
Obr. 4.14 Průběh momentu v ustáleném stavu	39
Obr. 4.15 Průběh proudu jedné fáze v ustáleném stavu	41
Obr. 4.16 průběh momentu v ustáleném stavu	41
Obr. 5.1 Rozložení hustoty ztrát v železe v řezu čtyřpólového motoru.....	44
Obr. 5.2 Rozložení indukce v řezu čtyřpólového motoru	44
Obr. 5.3 Rozložení hustoty ztrát v železe v řezu dvoupólového motoru.....	46
Obr. 5.4 Rozložení indukce v řezu dvoupólového motoru	46
Obr. 6.1 Závislost konstantních ztrát na druhé mocnině napětí.....	51
Obr. 6.2 Závislost ztrát v železe na napětí	52
Obr. 6.3 Závislost zbytkových ztrát na druhé mocnině momentu	53
Obr. 6.4 Závislost konstantních ztrát na druhé mocnině napětí.....	56
Obr. 6.5 Závislost ztrát v železe na napětí	57
Obr. 6.6 Závislost zbytkových ztrát na druhé mocnině momentu	57

Seznam tabulek

Tab. 3.1 Velikost harmonických složek mag. napětí čtyřpólového motoru.....	11
Tab. 3.2 Velikost harmonických složek mag. napětí dvoupólového motoru	12
Tab. 3.3 Velikost harmonických složek mag. napětí čtyřpólového motoru.....	18
Tab. 3.4 Velikost harmonických složek mag. napětí dvoupólového motoru	18
Tab. 4.1 Štítkové hodnoty pro zapojení Y (čtyřpólový motor)	25
Tab. 4.2 Štítkové hodnoty pro zapojení YY (dvoupólový motor)	25
Tab. 4.3 Zadané geometrické rozměry.....	26
Tab. 4.4 Velikost harmonických složek radiální složky indukce v mezeře	29
Tab. 4.5 Velikost harmonických složek proudu	30
Tab. 4.6 Velikost harmonických složek momentu.....	32
Tab. 4.7 Velikosti střídavých složek momentu	33
Tab. 4.8 Velikost harmonických složek momentu.....	35
Tab. 4.9 Velikost harmonických složek radiální složky indukce v mezeře	36
Tab. 4.10 Velikost harmonických složek proudu.....	37
Tab. 4.11 Velikost harmonických složek momentu	38
Tab. 4.12 Velikost harmonických složek proudu.....	40
Tab. 4.13 Velikost harmonických složek momentu	40
Tab. 5.1 Základní parametry motoru získané ze simulace.....	43
Tab. 5.2 Rozdělení ztrát	43
Tab. 5.3 Základní parametry motoru získané ze simulace.....	45
Tab. 5.4 Rozdělení ztrát	45
Tab. 6.1 Seznam měřicích přístrojů	47
Tab. 6.2 Změřené hodnoty při jmenovitém zatížení.....	48
Tab. 6.3 Změřené hodnoty ze zkoušky zatěžovací křivky	49
Tab. 6.4 Rozdělení ztrát pro jednotlivé zatěžovací body	50
Tab. 6.5 Naměřené a vypočtené hodnoty měření naprázdno při 60% až 30% jm. napětí	50
Tab. 6.6 Naměřené a vypočtené hodnoty měření naprázdno při 110% až 90% jm. napětí	51
Tab. 6.7 Změřené hodnoty při jmenovitém zatížení.....	54
Tab. 6.8 Vypočtené hodnoty při jmenovitém zatížení	55
Tab. 6.9 Změřené hodnoty ze zkoušky zatěžovací křivky.....	55
Tab. 6.10 Rozdělení ztrát pro jednotlivé zatěžovací body	55
tab. 6.11 Naměřené a vypočtené hodnoty měření naprázdno při 60% až 30% jm. napětí	56
Tab. 6.12 Naměřené a vypočtené hodnoty měření naprázdno při 110% až 90% jm. napětí	56

Tab. 7.1 Porovnání parametrů při jmenovitém zatížení.....	58
Tab. 7.2 Ztráty v železe naprázdno a při jmenovitém zatížení.....	59
Tab. 7.3 Porovnání parametrů při jmenovitém zatížení.....	60
Tab. 7.4 Ztráty v železe naprázdno a při jmenovitém zatížení.....	60

1 ÚVOD

Víceotáčkový asynchronní motor je speciálním případem klasického asynchronního motoru. Vhodným přepojováním jeho statorového vinutí lze vytvořit různý počet pólů stroje a tím měnit otáčky. Tyto stroje se používají tam, kde není vyžadována plynulá regulace otáček a není tedy potřeba použití frekvenčního měniče. Typickým příkladem použití je obrábění, například vrtání s přepínáním rychlosti.

V této práci budou zkoumány některé vlastnosti motorů s přepínáním pólů a budou uvedeny konkrétní příklady statorových vinutí pro tyto motory. Hlavní částí by pak mělo být vytvoření modelu zadaného motoru s přepínáním počtu pólů 2/1 v zapojení Y/YY, který vyrábí firma Siemens Mohelnice. Model bude vytvořen v programu ANSYS Maxwell a budou provedeny simulace pro zapojení Y, kdy se jedná o čtyřpólový motor, i pro zapojení YY, kdy se jedná o dvoupólový motor. Výsledky simulací pak budou porovnány s měřením vzorku motoru.

2 VÍCEOTÁČKOVÉ ASYNCHRONNÍ MOTORY

Víceotáčkový asynchronní motor je asynchronní motor s kotvou nakrátko, u kterého lze vhodným přepojováním statorového vinutí měnit počet pólů a tím dosáhnout různých otáček. Synchronní otáčky asynchronního stroje jsou dány vztahem:

$$n_s = \frac{f}{p} \quad (2.1)$$

kde n_s jsou synchronní otáčky, f je napájecí frekvence a p je počet pólových dvojic. Z tohoto vztahu je zřejmé, že synchronní otáčky lze měnit napájecí frekvencí nebo přepínáním počtu pólů. Změna otáček přepínáním počtu pólů má výhodu v tom, že motor může být napájen ze sítě a není tedy potřeba použití frekvenčního měniče. Nevýhodou potom je, že otáčky nelze regulovat plynule. Skutečné otáčky motoru závisí kromě synchronních otáček také na skluzu:

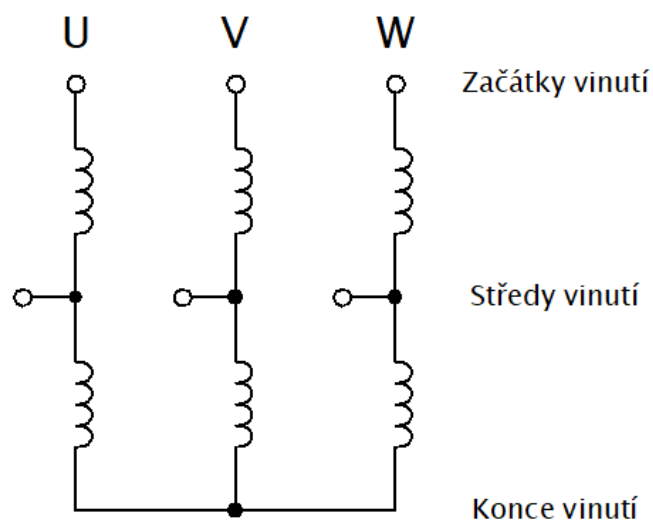
$$n = n_s \cdot (1 - s) \quad (2.2)$$

poměr otáček se tedy nemusí rovnat přesně poměru počtu pólů.

Víceotáčkový motor může být realizován dvěma způsoby. Prvním je použití dvou samostatných statorových vinutí, která vytvářejí různý počet pólů. Tento způsob má velkou nevýhodu v tom, že je vždy využita pouze část vinutí a stroj je tak zbytečně velký a drahý. Druhou možností je tzv. Dahlanderovo zapojení statorového vinutí. U tohoto zapojení lze přepojovat cívky statorového vinutí do série nebo paralelně a tímto přepojováním dosahovat různého počtu pólů stroje. Využito je tak stále celé vinutí. Lze použít taky kombinaci dvou zmíněných způsobů. Například motor se třemi rychlostmi může mít jedno vinutí v Dahlanderově zapojení, které umožní dvě rychlosti, a druhé samostatné vinutí pro třetí rychlost. [1]

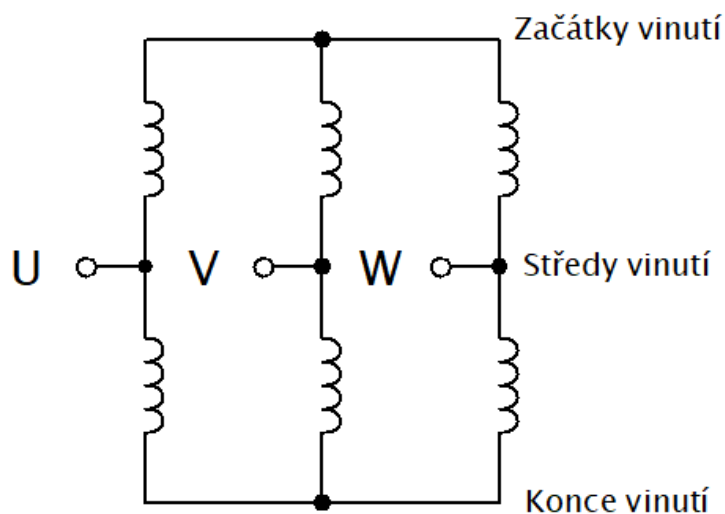
2.1 Zapojení Y/YY

Nejčastějším provedením víceotáčkového motoru je dvourychlostní motor s poměrem počtu pólů 2/1 v Dahlanderově zapojení. Může se jednat o poměr počtu pólů 4/2, 8/4 atd. V této kapitole bude popsána varianta přepínání čtyřpólového motoru (nižší otáčky) na dvoupólový (vyšší otáčky). Existují dvě možnosti zapojení tohoto vinutí. První možností je zapojení do hvězdy pro čtyři póly a do dvojité hvězdy pro dva póly (Y/YY). Oproti klasickému asynchronnímu stroji, který má na svorkovnici vyvedeny pouze začátky a konce vinutí jednotlivých fází, má tento motor navíc vyvedeny také středy vinutí, celkem má tedy 9 napájecích svorek. Vinutí každé fáze je tak rozděleno na dvě poloviny.



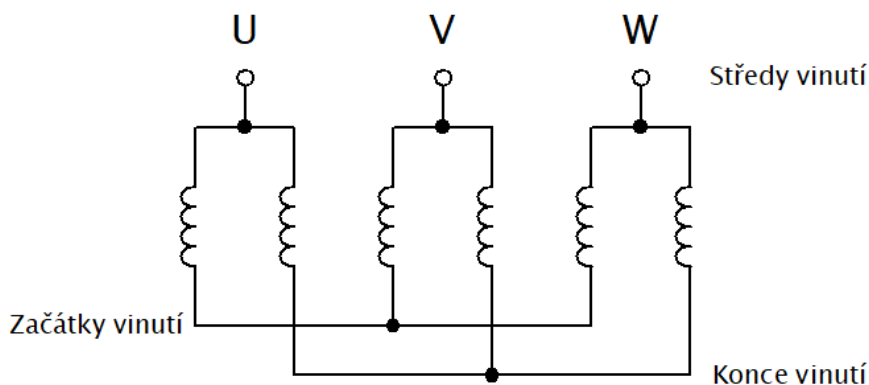
Obr. 2.1 Zapojení do hvězdy (čtyřpólový motor)

Na obrázku 2.1 je schéma vinutí zapojeného do hvězdy. V tomto zapojení se jedná o čtyřpólový motor. Napájeny jsou začátky vinutí, konce vinutí jsou zkratovány a středy vinutí nejsou nijak zapojeny. Z tohoto obrázku je patrné, že vinutí každé fáze je rozděleno na dvě poloviny, které jsou spojeny sériově.



Obr. 2.2 Zapojení do dvojité hvězdy (dvoupólový motor)

Přepojením vinutí dle obrázku 2.2 se ze stroje stane dvoupólový motor. Jedná se o zapojení do dvojité hvězdy. Začátky vinutí jsou zkratovány, konce jsou rovněž zkratovány a napájeny jsou středy vinutí. Poloviny jednotlivých fází jsou nyní vůči napájeným svorkám zapojeny paralelně. Vznikají tedy dvě paralelní větve. Na následujícím obrázku (2.3) bude zapojení do dvojité hvězdy překresleno do přehlednější podoby.



Obr. 2.3 Překreslené zapojení do dvojité hvězdy

Vlastnosti motoru jsou pro zapojení do hvězdy a pro zapojení do dvojité hvězdy odlišné. Hlavním rozdílem je již zmíněný různý počet pólů, a tedy různé synchronní otáčky motoru. Nyní budou porovnány další parametry – proud, výkon, moment a magnetická indukce ve vzduchové mezeře.

Mechanický výkon třífázového asynchronního motoru je dán vztahem:

$$P_{mech} = 3 \cdot U_{1f} \cdot I_{1f} \cdot \cos\varphi_1 \cdot \eta \quad (2.3)$$

kde U_{1f} je první harmonická fázového napětí, I_{1f} je první harmonická fázového proudu, φ_1 je fázový posun prvních harmonických proudů a napětí a η účinnost. Při napájení ze sítě je pevně dána hodnota napětí. Proud můžeme pomocí proudové hustoty vyjádřit jako:

$$I_{1f} = \frac{J_s \cdot S_{dr,Cu} \cdot Q_s}{2 \cdot N \cdot m} \quad (2.4)$$

kde J_s je proudová hustota statorového vinutí, $S_{dr,Cu}$ je plocha drážky zaplněná mědí, Q_s je počet statorových drážek, N je počet závitů jedné fáze statorového vinutí v sérii a m je počet fází stroje. Při přepojování z Y do YY se mění počet závitů v sérii. Při zapojení do Y jsou všechny závity v sérii (Obr. 2.1). Při zapojení do YY teče proud dvěma paralelními větvemi a v sérii je tedy pouze polovina závitů (Obr. 2.3). Budeme-li uvažovat pro obě zapojení konstantní proudovou hustotu ve statorovém vinutí, poměr proudů bude:

$$\frac{I_{1f,Y}}{I_{1f,YY}} = \frac{\frac{J_s \cdot S_{dr,Cu} \cdot Q_s}{2 \cdot N \cdot m}}{\frac{J_s \cdot S_{dr,Cu} \cdot Q_s}{2 \cdot \frac{N}{2} \cdot m}} = \frac{1}{2} \quad (2.5)$$

Platí tedy, že pro zapojení YY odebírá motor při stejné proudové hustotě dvojnásobný proud než při zapojení Y. Budeme-li dále uvažovat stejný účinník a účinnost pro zapojení Y i YY, z rovnice 2.3 pak vyplývá, že poměr výkonu je stejný jako poměr proudů:

$$\frac{P_{mech,Y}}{P_{mech,YY}} = \frac{1}{2} \quad (2.6)$$

Motor má tedy při zapojení YY dvojnásobný výkon. V tomto zapojení se jedná o dvoupólový stroj, při zanedbání skluzu má tedy oproti čtyřpólovému stroji taky dvojnásobné otáčky. Moment je dán vztahem:

$$M = \frac{P_{mech}}{\omega_{mech}} \quad (2.7)$$

Z toho vyplývá, že moment zůstává pro obě zapojení stejný. Zde je ovšem nutno zdůraznit, že celé odvození vychází z podmínky konstantní proudové hustoty. Ta ovšem konstantní být nemusí, závisí na charakteristice zátěže.

Dále bude pro zapojení Y a YY odvozen vzájemný poměr magnetických indukcí ve vzduchové mezeře. Pro první harmonickou magnetické indukce v mezeře platí:

$$B_{1max} = \frac{U_i}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot N \cdot f \cdot \tau_p \cdot l_{fe} \cdot k_{v1}} \quad (2.8)$$

kde U_i je indukované napětí, τ_p je pólová rozteč, l_{fe} je aktivní délka železa, a k_{v1} je činitel vinutí pro první harmonickou. Zanedbáme úbytky napětí na statorovém odporu a rozptylové indukčnosti statoru a budeme tak předpokládat, že při obou zapojeních je indukované napětí rovno napájecímu. Pro zapojení Y platí, že má v sérii dvojnásobný počet závitů než při zapojení YY. Dále pro zapojení Y platí, že se jedná o čtyřpólový motor, a tudíž má oproti zapojení YY (dvoupólový motor) poloviční pólovou rozteč. Poměr indukcí je tak tedy dán pouze poměrem činitelů vinutí:

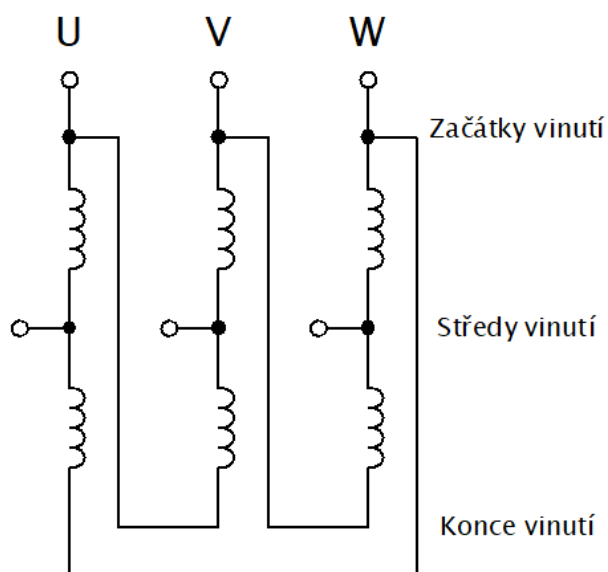
$$\frac{B_{1,max,Y}}{B_{1,max,YY}} = \frac{\frac{U_i}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot N \cdot f \cdot \frac{\tau_p}{2} \cdot l_{fe} \cdot k_{v1,Y}}}{\frac{U_i}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \frac{N}{2} \cdot f \cdot \tau_p \cdot l_{fe} \cdot k_{v1,YY}}} = \frac{k_{v1,YY}}{k_{v1,Y}} \quad (2.9)$$

Jelikož bývá činitel vinutí pro zapojení Y větší, indukce v mezeře dosahuje vyšších hodnot při zapojení YY, kdy se jedná o dvoupólový motor. U dvoupólového motoru se zároveň statorovým a rotorovým jhem uzavírá oproti čtyřpólovému motoru dvojnásobný magnetický tok. Z těchto důvodů je třeba provádět výpočet výšky jha právě pro dvoupólový motor. [2]

2.2 Zapojení Δ/YY

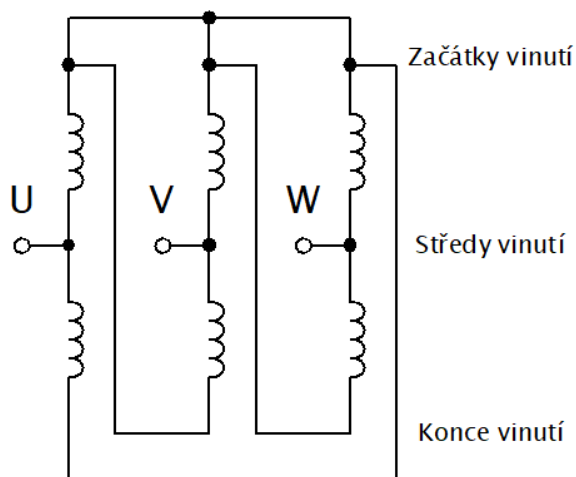
Druhou možností zapojení dvourychlostního motoru s poměrem počtu pólů 2/1 v Dahlanderově zapojení je trojúhelník pro čtyřpólový motor a dvojitá hvězda pro

dvoupólový motor. Na svorkovnici jsou stejně jako u zapojení Y/YY vyvedeny začátky, konce a středy vinutí.



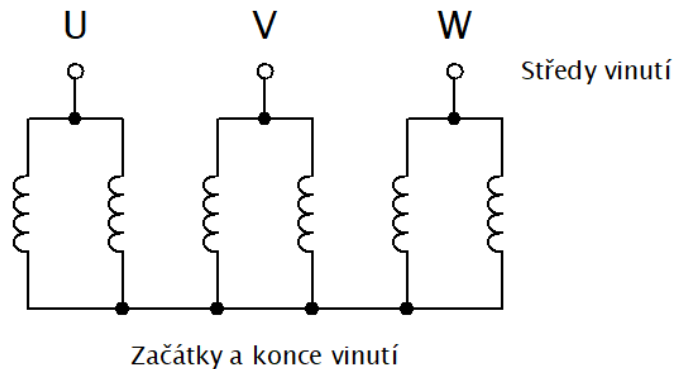
Obr. 2.4 Zapojení do trojúhelníku (čtyřpólový motor)

Na obrázku 2.4 je schéma vinutí zapojeného do trojúhelníku. V tomto zapojení se jedná o čtyřpólový motor. Napájeny jsou „vrcholy“ trojúhelníku. Středy vinutí nejsou nijak zapojeny.



Obr. 2.5 Zapojení do dvojité hvězdy (dvoupólový motor)

Z trojúhelníku se do dvojité hvězdy motor přepojí tak, že se „vrcholy“ trojúhelníku vzájemně zkratují a napájeny jsou středy vinutí (Obr. 2.5). V tomto zapojení se jedná o dvoupólový motor. Obrázek 2.5 bude opět překreslen do přehlednější podoby.



Obr. 2.6 Překreslené zapojení do dvojité hvězdy

Nyní budou stejně jako v kapitole 2.1 srovnány některé vlastnosti motoru při zapojení Δ a YY . Pro velikosti fázových proudů platí vše stejně jako v kapitole 2.1, fázový proud při zapojení YY je oproti zapojení Δ dvojnásobný. Liší se však velikosti fázových napětí. V zapojení Δ je napětí každé fáze rovno sdruženému napětí sítě. Pro poměr výkonů při konstantním účinníku a účinnosti tedy platí:

$$\frac{P_{mech,\Delta}}{P_{mech,YY}} = \frac{3 \cdot \sqrt{3} \cdot U_{1f} \cdot \frac{I_{1f}}{2} \cdot \cos\varphi_1 \cdot \eta}{3 \cdot U_{1f} \cdot I_{1f} \cdot \cos\varphi_1 \cdot \eta} = \frac{\sqrt{3}}{2} \cong 0,87 \quad (2.10)$$

Poměr momentů je pak při zanedbání skluzu:

$$\frac{M_{mech,\Delta}}{M_{mech,YY}} = \frac{\frac{P_{mech,\Delta}}{\omega_{mech}}}{\frac{P_{mech,YY}}{2 \cdot \omega_{mech}}} = \sqrt{3} \quad (2.11)$$

Z rovnice 2.11 vyplývá, že dvoupólový motor (zapojení YY) vyvíjí při konstantní proudové hustotě $\sqrt{3}$ krát menší moment než čtyřpólový motor. Zapojení Δ/YY je proto vhodné pro aplikace, kde s rostoucími otáčkami klesá zátěžný moment. Pokud je zátěžný moment konstantní nebo s rostoucími otáčkami roste, je vhodné použít zapojení Y/YY z kapitoly 2.1.

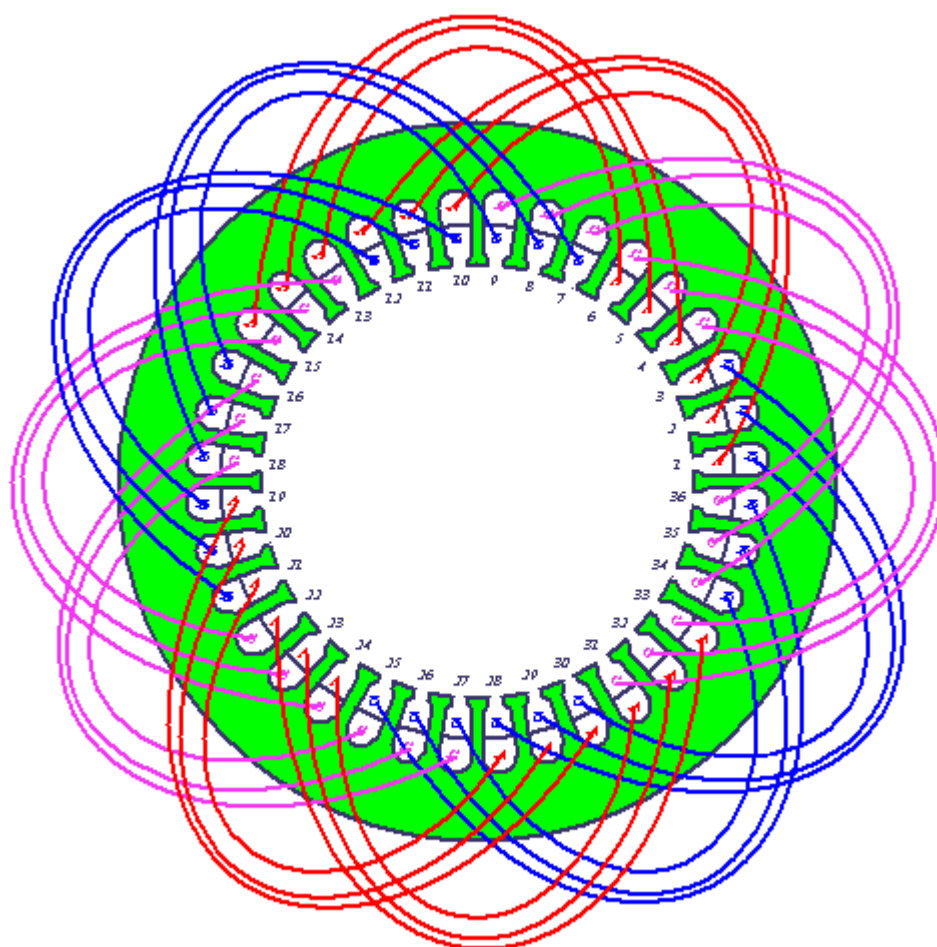
Poměr indukcí se určí stejně jako v rovnici 2.9, rozdíl je pouze v tom, že indukované napětí v zapojení Δ je rovno sdružené hodnotě: [2]

$$\frac{B_{1,max,\Delta}}{B_{1,max,YY}} = \frac{\frac{\sqrt{3} \cdot U_i}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot N \cdot f \cdot \frac{\tau_p}{2} \cdot l_{fe} \cdot k_{v1,\Delta}}}{\frac{U_i}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \frac{N}{2} \cdot f \cdot \tau_p \cdot l_{fe} \cdot k_{v1,YY}}} = \sqrt{3} \cdot \frac{k_{v1,YY}}{k_{v1,\Delta}} \quad (2.12)$$

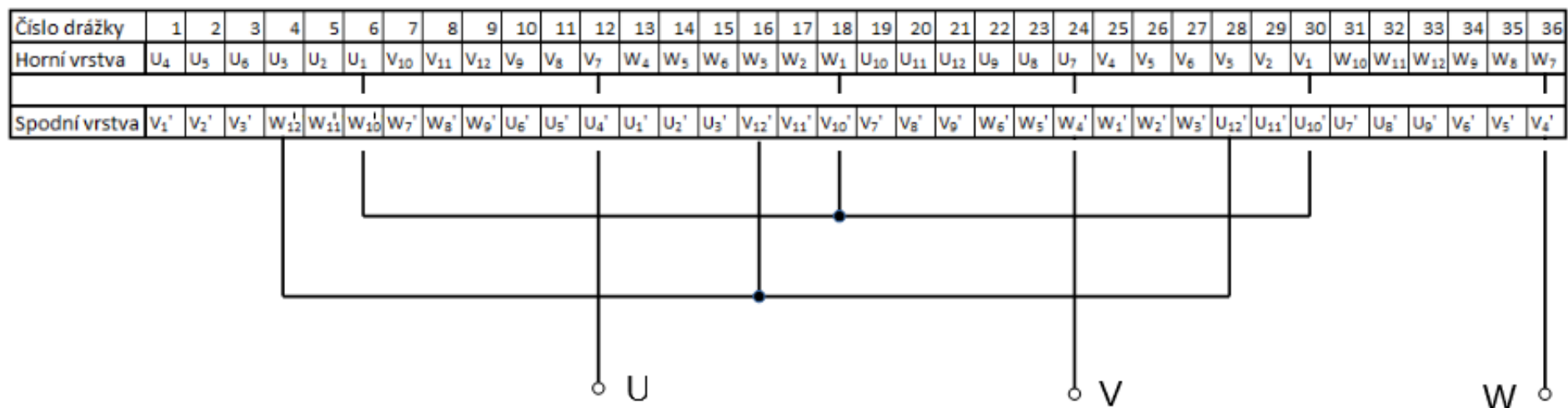
3 PŘÍKLADY VINUTÍ VÍCEOTÁČKOVÝCH MOTORŮ

3.1 Vinutí motoru Siemens

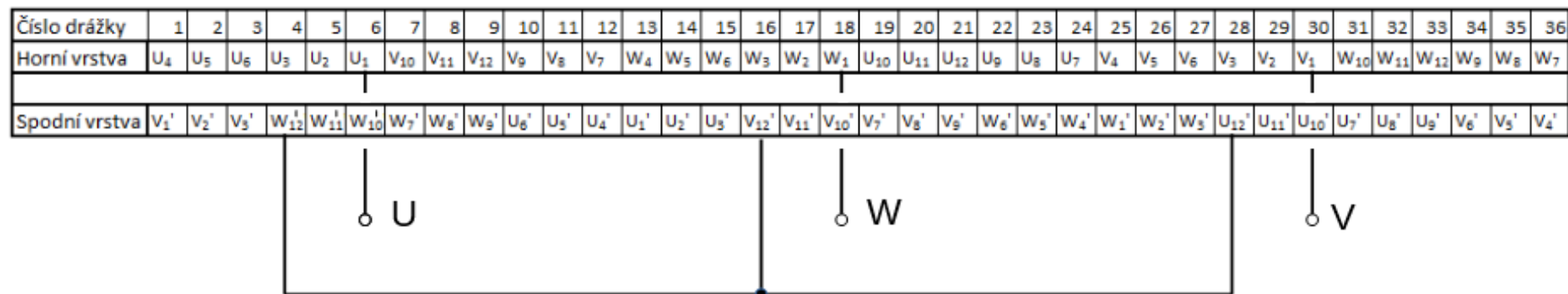
Tato práce se bude zabývat především analýzou motoru vyráběného firmou Siemens Mohelnice. Jedná se o motor s přepínáním pólů 4/2 v Dahlanderově zapojení Y/YY. V této kapitole budou popsány vlastnosti statorového vinutí tohoto motoru. Provedení vinutí tohoto motoru je popsáno například v literatuře [2] a [3].



Obr. 3.1 Statorové vinutí motoru Siemens



Obr. 3.2 Rozložení a zapojení vinutí pro dvoupólový motor



Obr. 3.3 Rozložení a zapojení vinutí pro čtyřpólový motor

Na obrázku 3.1 je zobrazeno satorové vinutí motoru Siemens. Na obrázcích 3.2 a 3.3 jsou rozepsány vstupy a výstupy všech cívek tohoto vinutí. Vstupy vinutí jsou bez čárek, výstupy jsou označeny čárkami. Například první cívka fáze U (U_1 a U_1' na obrázcích 3.2 a 3.3) vstupuje do horní vrstvy šesté drážky a vystupuje ze spodní vrstvy třinácté drážky. Obrázky 3.2 a 3.3 se liší zapojením vinutí.

Na obrázku 3.2 se jedná o zapojení pro dvoupólový motor (YY). U každé fáze je napájen začátek sedmé cívky (každá fáze má 12 cívek, začátek sedmé cívky je tedy středem vinutí vyvedeným na svorkovnici). Dále jsou zkratovány začátky prvních cívek (začátky celého vinutí) a konce dvanáctých cívek (konce celého vinutí).

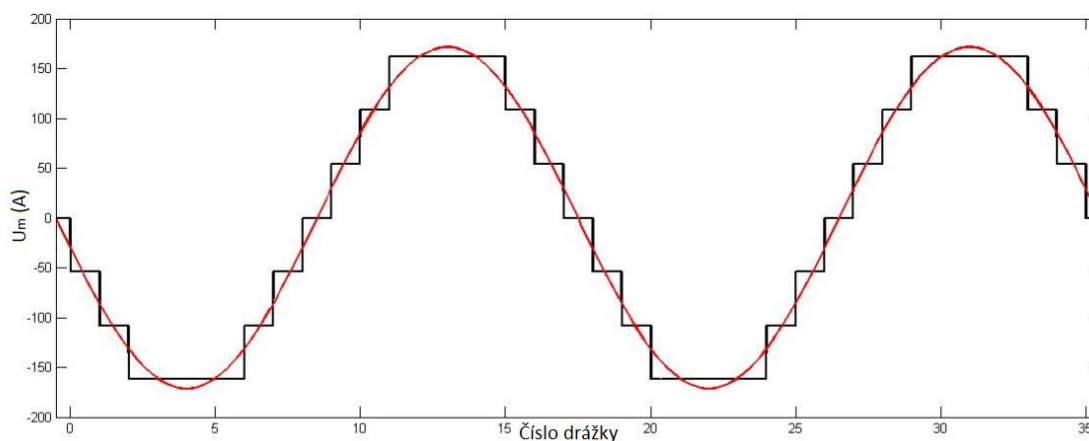
Na obrázku 3.3 je zapojení pro čtyřpólový motor (Y). Napájeny jsou začátky vinutí, konce jsou zkratovány, středy nejsou nijak zapojeny.

3.1.1 Průběhy magnetických napětí

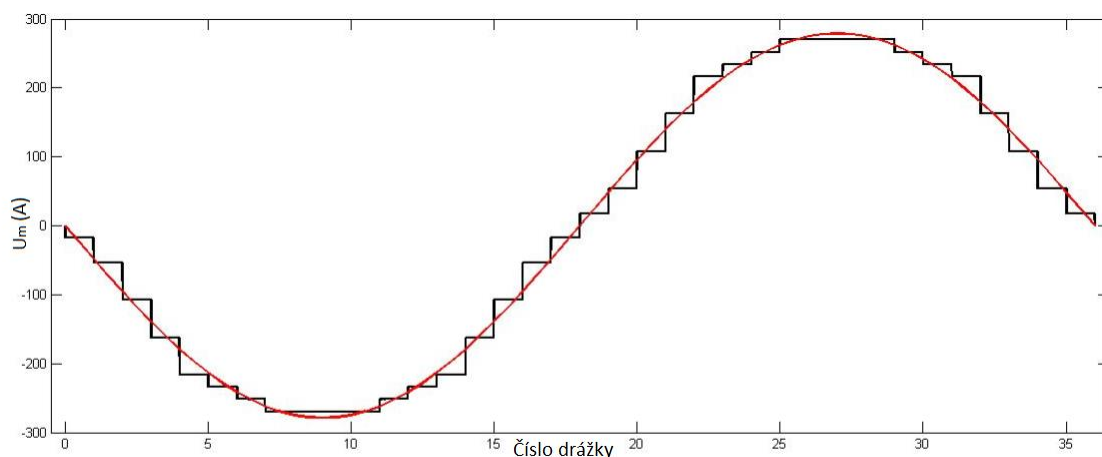
Nyní budou vykresleny teoretické průběhy magnetických napětí ve vzduchové mezeře vytvořených satorovým vinutím pro dvoupólový i čtyřpólový motor. Bude vycházeno z předpokladu, že jsou drážky nekonečně tenké (neprojeví se tedy vliv drážkování) a že magnetický obvod má nekonečnou permeabilitu (nejsou na něm úbytky magnetického napětí). Bude uvažován okamžik, kdy proud fáze U dosahuje své amplitudy a fázemi V a W tečou poloviční proudy opačných směrů než fází U:

$$i_V = i_W = -\frac{i_U}{2} \quad (3.1)$$

Každá cívka vytvoří po obvodu vzduchové mezery určité magnetické napětí dané okamžitou hodnotou proudu a počtem závitů cívky. Výsledný průběh se pak získá superpozicí magnetických napětí jednotlivých cívek.



Obr. 3.4 Průběh mag. napětí ve vzduchové mezeře čtyřpólového motoru



Obr. 3.5 Průběh mag. napětí ve vzduchové mezeře dvoupólového motoru

Na obrázku 3.4 je průběh magnetického napětí ve vzduchové mezeře pro čtyřpólový motor. Tento průběh je proložen druhou prostorovou harmonickou, která je základní (pracovní). Na obrázku 3.5 je totéž pro dvoupólový motor, u kterého je ale základní (pracovní) harmonickou první. Z obou průběhů byla provedena harmonická analýza v programu Matlab. Velikosti výrazných harmonických vyskytujících se v amplitudových spektrech jsou uvedeny v následujících tabulkách. Velikosti jsou udávány v procentech velikosti první (pracovní) harmonické.

Tab. 3.1 Velikost harmonických složek mag. napětí čtyřpólového motoru

Řád harmonické	Velikost harmonické [%]
1.	100
5.	4,5
7.	2,6
11.	1,6
13.	1,7
17.	5,9
19.	5,3
35.	2,9
37.	2,7
53.	1,9
55.	1,8
71.	1,4
73.	1,4

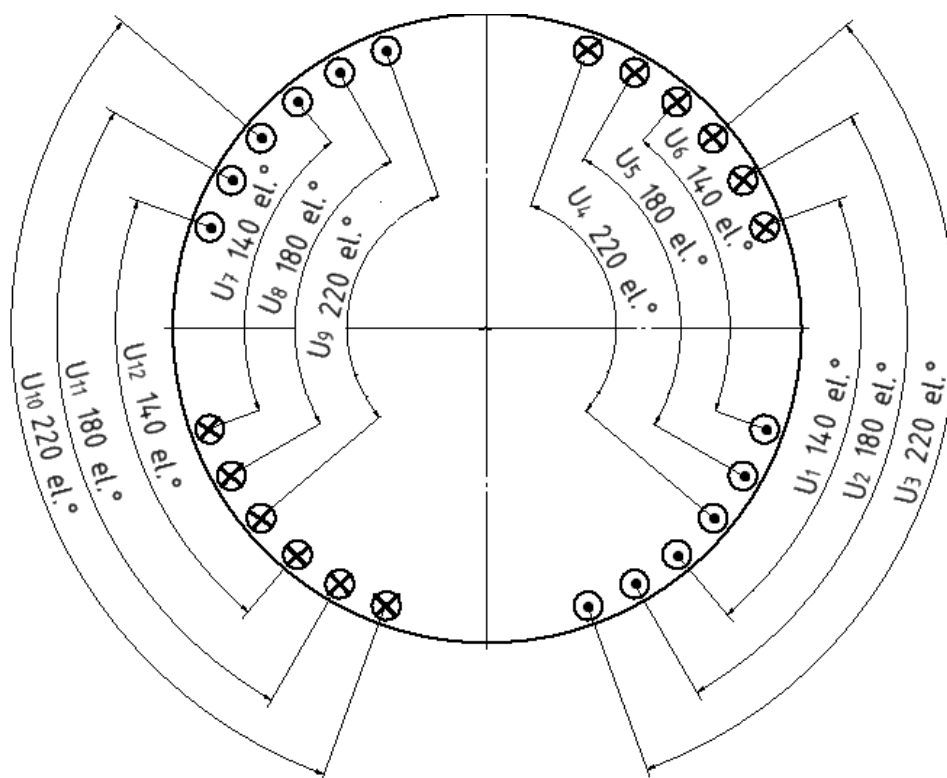
Tab. 3.2 Velikost harmonických složek mag. napětí dvoupólového motoru

Řád harmonické	Velikost harmonické [%]
1.	100
5.	4,1
7.	2,2
29.	0,5
35.	2,9
37.	2,7
71.	1,4
73.	1,4

Z tabulek 3.1 a 3.2 je patrné, že průběh magnetického napětí čtyřpólového motoru obsahuje více vyšších harmonických. Uvedené řady harmonických v tabulce 3.1 jsou ve skutečnosti dvojnásobné, protože základní harmonická u čtyřpólového stroje je druhá prostorová harmonická.

3.1.2 Činitele vinutí

V této kapitole bude proveden výpočet činitelů vinutí pro čtyřpólový i dvoupólový motor. Nejprve bude vypočten činitel vinutí pro čtyřpólový motor.

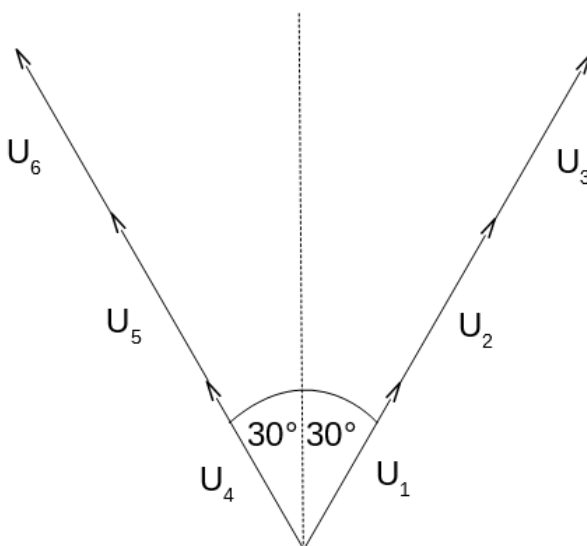


Obr. 3.6 Zapojení cívek fáze U pro určení činitele vinutí čtyřpólového motoru

Na obrázku 3.6 je zapojení všech cívek fáze U. Malé kružnice po obvodu statoru představují drážky včetně směru proudu v drážce (křížek dovnitř, tečka ven). Horní a dolní vrstva zde není rozlišována, protože se v žádné drážce nevyskytuje stejná fáze v obou vrstvách. Každá cívka je označena číslem a je u ní uveden krok cívký v elektrických stupních. Všechny cívky jsou v sérii. Vinutí můžeme rozdělit na dvě poloviny (cívky 1-6 a cívky 7-12). Jelikož je rozložení cívek 7-12 stejné jako cívek 1-6, pouze posunuté o 360 el.°, činitel vinutí stačí vypočítat pro cívky 1-6. Celkový činitel vinutí se skládá z činitele zkrácení kroku a činitele rozlohy. Činitel zkrácení kroku je definován jako magnetický tok cívkou ku magnetickému toku přes pólovou rozteč. Pro cívky 1-6 tohoto vinutí se vypočítá následovně:

$$\begin{aligned}
 k_y &= \\
 &= \frac{2 \cdot \int_{20}^{160} \sin(x) dx + 2 \cdot \int_0^{180} \sin(x) dx + 2 \cdot \int_{-20}^{200} \sin(x) dx}{6 \cdot \int_0^{180} \sin(x) dx} \\
 &= \frac{2 \cdot [-\cos(x)]_{20}^{160} + 2 \cdot [-\cos(x)]_0^{180} + 2 \cdot [-\cos(x)]_{-20}^{200}}{6 \cdot [-\cos(x)]_0^{180}} \\
 &= 0,9598
 \end{aligned} \tag{3.2}$$

Dále bude určen činitel rozlohy. Ten je definován jako geometrický součet fázorů napětí všech cívek vinutí ku aritmetickému součtu.



Obr. 3.7 Fázory napětí cívek 1-6 fáze U pro čtyřpólový motor

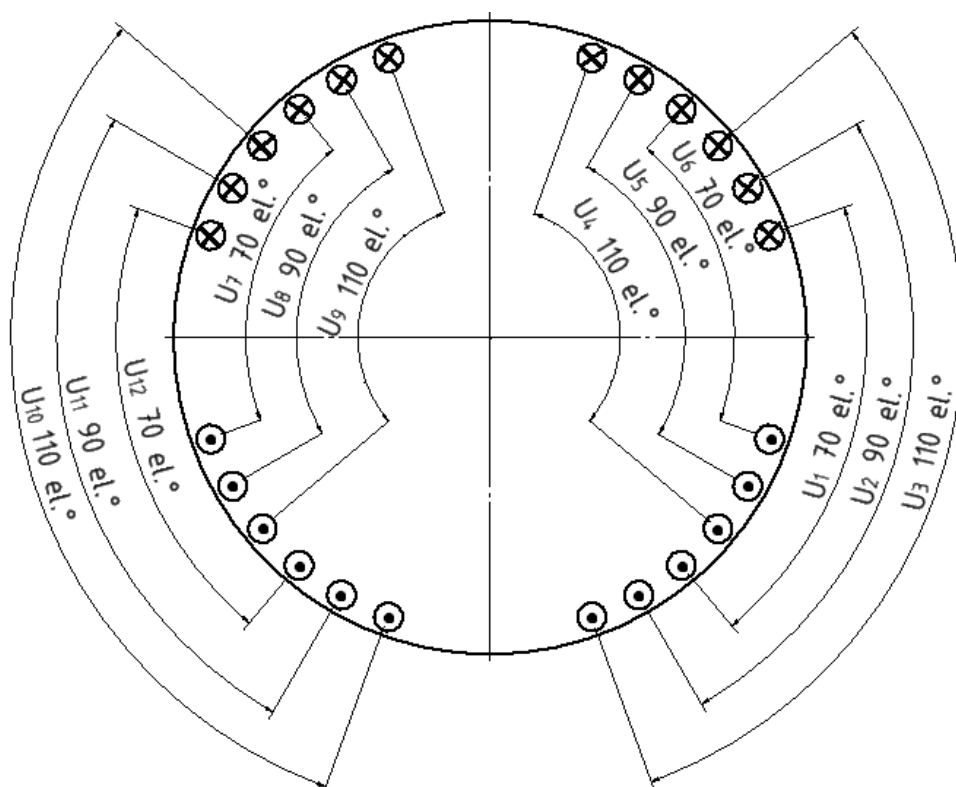
Z obrázku 3.7 je patrné, že fázory napětí cívek 1-3 mají stejný směr a cívek 4-6 mají rovněž stejný směr. Vzájemný úhel mezi fázory těchto trojic cívek je 60 el.°. Vůči středové ose jsou tedy obě trojice pootočený o 30 el.° na opačné strany. Činitel rozlohy pro tento případ je:

$$k_r = \frac{6 \cdot \cos(30^\circ)}{6} = 0,866 \quad (3.3)$$

Celkový činitel vinutí je pak:

$$k_v = k_y \cdot k_r = 0,9598 \cdot 0,866 = 0,8312 \quad (3.4)$$

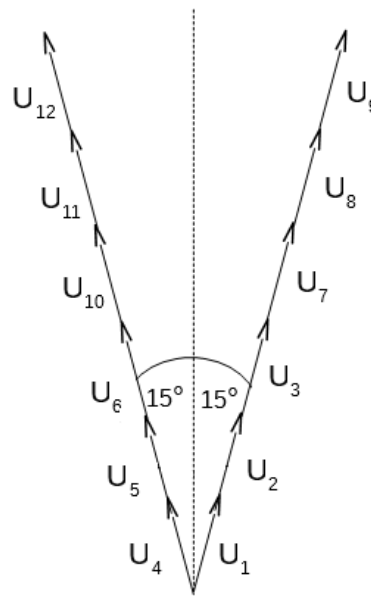
Nyní bude určen činitel vinutí pro dvoupólový motor.



Obr. 3.8 Zapojení cívek fáze U pro určení činitele vinutí dvoupólového motoru

Při výpočtu činitele vinutí pro dvoupólový motor bude vycházeno z obrázku 3.8. Všechny kroky cívek udávané v elektrických stupních se nyní oproti čtyřpólovému motoru zmenšily na polovinu. Skupiny cívek 1-6 a 7-12 jsou vůči napájecí svorce zapojeny paralelně, proto se změnily také směry proudů v drážkách. Činitel zkrácení kroku stačí opět počítat pouze pro šest drážek:

$$\begin{aligned}
k_y &= \\
&= \frac{2 \cdot \int_{55}^{125} \sin(x) dx + 2 \cdot \int_{45}^{135} \sin(x) dx + 2 \cdot \int_{35}^{145} \sin(x) dx}{6 \cdot \int_0^{180} \sin(x) dx} \\
&= \frac{2 \cdot [-\cos(x)]_{55}^{125} + 2 \cdot [-\cos(x)]_{45}^{135} + 2 \cdot [-\cos(x)]_{35}^{145}}{6 \cdot [-\cos(x)]_0^{180}} \\
&= 0,6999
\end{aligned} \tag{3.5}$$



Obr. 3.9 Fázory napětí cívek pro dvoupólový motor

Na obrázku 3.9 jsou fázory napětí všech cívek. Činitel rozlohy je:

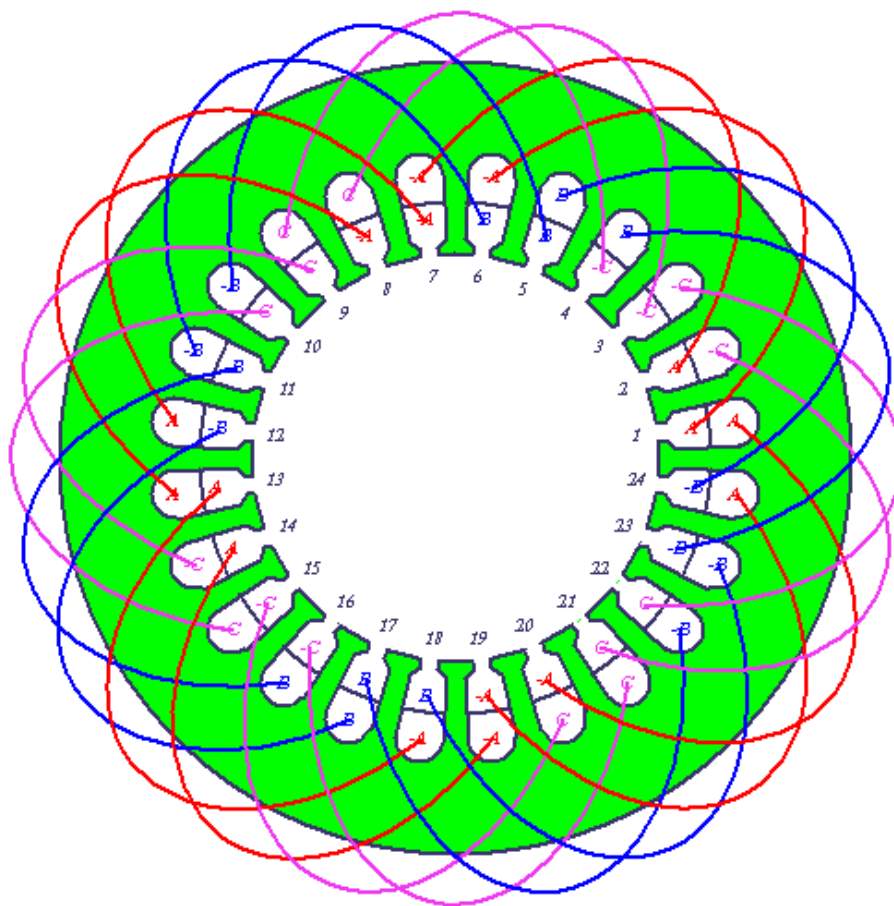
$$\frac{12 \cdot \cos(15^\circ)}{12} = 0,9659 \tag{3.6}$$

Celkový činitel vinutí je:

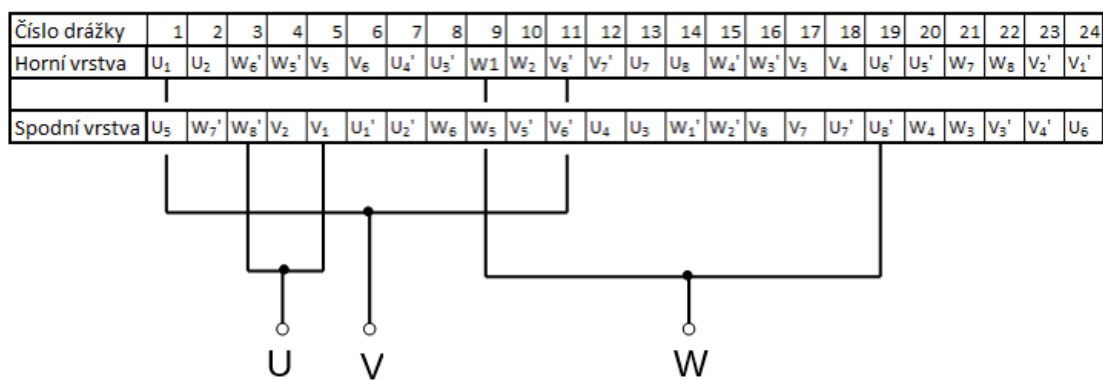
$$k_v = k_y \cdot k_r = 0,6999 \cdot 0,9659 = 0,676 \tag{3.7}$$

3.2 Vinutí motoru 2/1, $Q_s = 24$

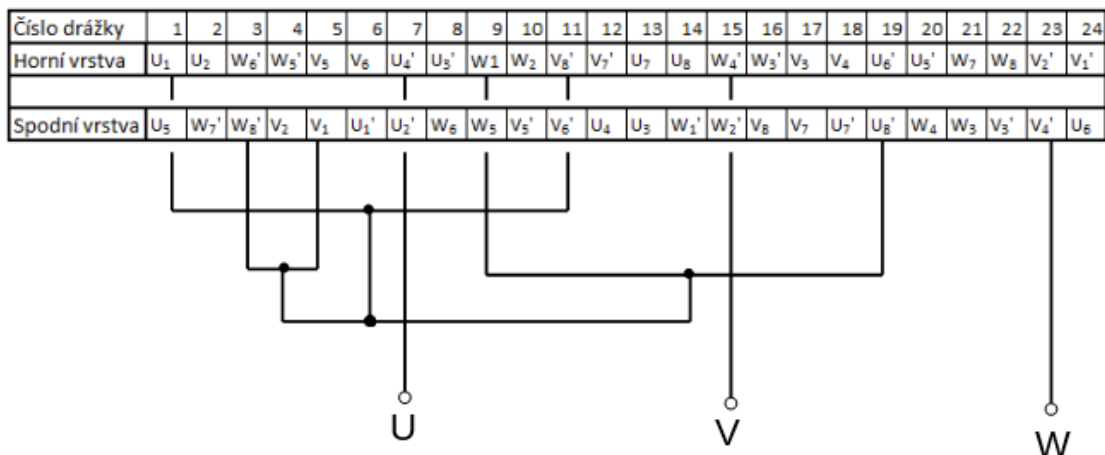
V této kapitole bude provedena analýza statorového vinutí motoru s přepínáním čtyř pólů na dva. Vinutí tohoto motoru je realizováno jiným způsobem než vinutí motoru Siemens z předešlé kapitoly. Jedná se o zapojení Δ/YY . Počet statorových drážek je 24. Krok všech cívek vinutí je zkrácen na 5/6. Provedení tohoto vinutí je popsáno v literatuře [1].



Obr. 3.10 Statorové vinutí se zkráceným krokem 5/6



Obr. 3.11 Rozložení a zapojení vinutí pro čtyřpólový motor

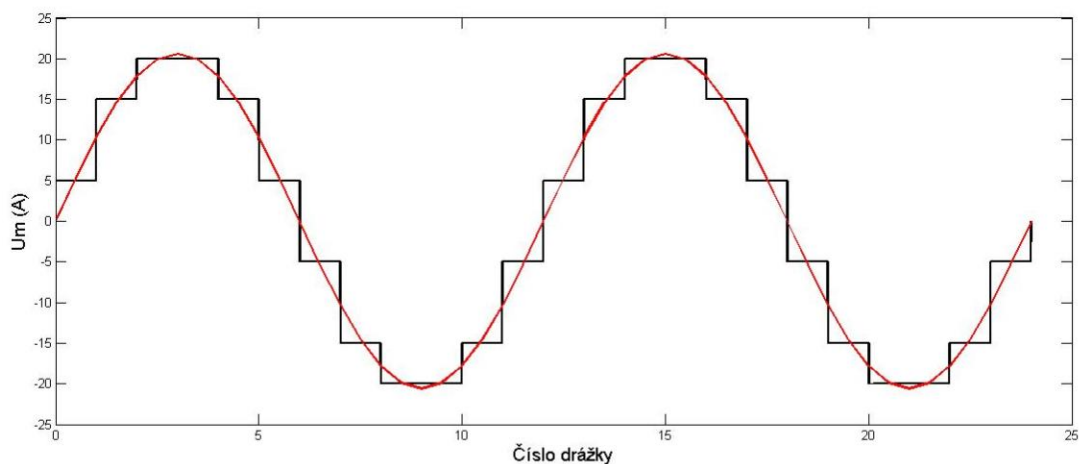


Obr. 3.12 Rozložení a zapojení vinutí pro dvoupólový motor

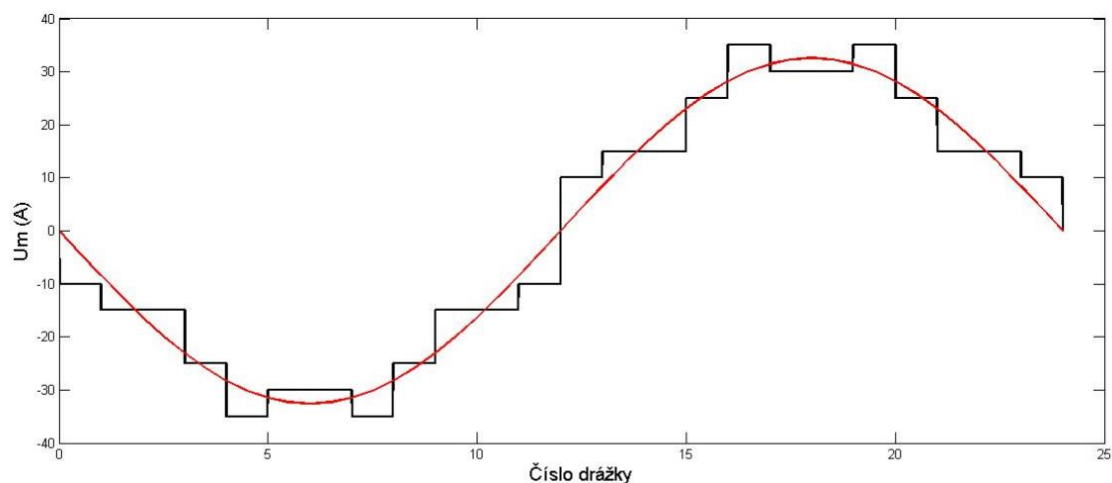
Na obrázku 3.10 je zobrazeno statorové vinutí se zkráceným krokem cívek na 5/6. Na obrázcích 3.11 a 3.12 jsou rozepsány vstupy a výstupy všech cívek a je znázorněno zapojení vinutí. Na obrázku 3.11 se jedná o zapojení do trojúhelníku. Napájeny jsou „vrcholy“ trojúhelníku a středy vinutí nejsou zapojeny. V tomto zapojení se jedná o čtyřpólový motor. Na obrázku 3.12 jsou „vrcholy“ trojúhelníku vzájemně zkratovány, napájeny jsou středy vinutí (každá fáze se skládá z 8 cívek, konce čtvrtých cívek na obrázku 3.12 jsou tedy středy fází). Vznikne tak zapojení do dvojité hvězdy, kde proud teče dvěma paralelními větvemi.

3.2.1 Průběhy magnetických napětí

Nyní budou vykresleny průběhy magnetických napětí pro dvoupólový i čtyřpólový motor. Bude vycházeno ze stejných podmínek, které byly popsány v úvodním odstavci kapitoly 3.1.1.



Obr. 3.13 Průběh mag. napětí ve vzduchové mezeře čtyřpólového motoru



Obr. 3.14 Průběh mag. napětí ve vzduchové mezeře dvoupólového motoru

Pro tyto průběhy byla opět provedena harmonická analýza. V následujících tabulkách budou uvedeny procentuální hodnoty vyšších harmonických vůči první harmonické.

Tab. 3.3 Velikost harmonických složek mag. napětí čtyřpólového motoru

Řád harmonické	Velikost harmonické [%]
1.	100
5.	1,4
7.	1
11.	9,1
13.	7,7
23.	4,4
25.	4
35.	2,9
37.	2,7
47.	2,1
49.	2,2

Tab. 3.4 Velikost harmonických složek mag. napětí dvoupólového motoru

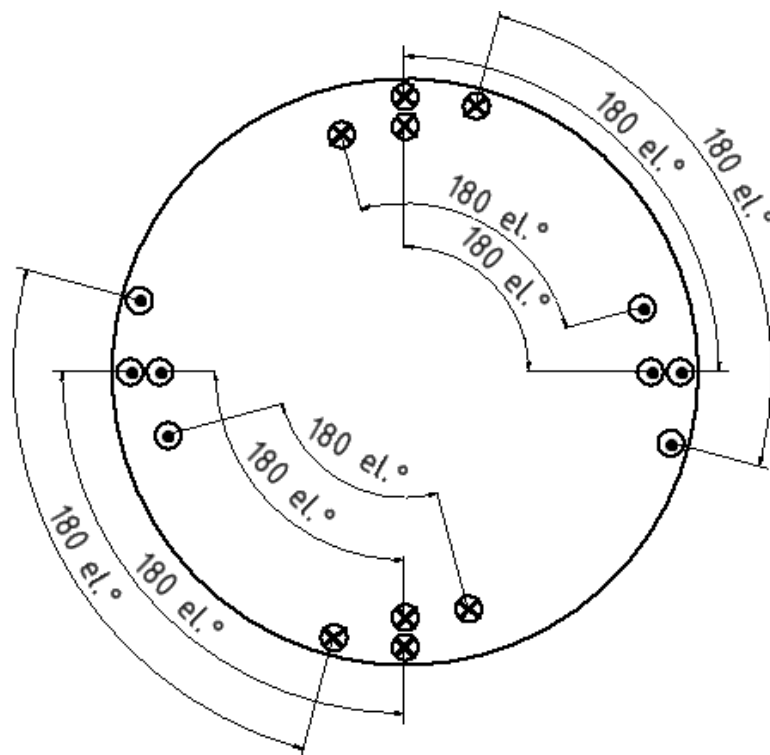
Řád harmonické	Velikost harmonické [%]
----------------	-------------------------

1.	100
5.	3,4
7.	14,3
11.	1,6
17.	5,9
23.	4,4
25.	4
31.	3,2
41.	2,4
47.	2,1
49.	2
55.	1,8

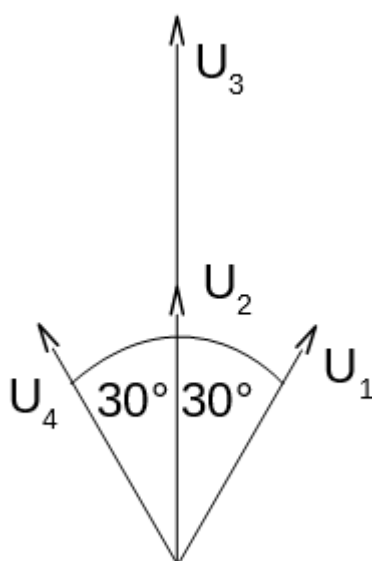
Toto statorové vinutí vytváří vyšší prostorové harmonické o poměrně vysokých hodnotách. U dvoupólového motoru dosahuje 7. harmonická 14,3 % první harmonické. Z tohoto pohledu je lepší použití statorového vinutí z kapitoly 3.1, případně zvýšení počtu statorových drážek.

3.2.2 Činitele vinutí

Při výpočtu činitele vinutí čtyřpólového motoru nebude vycházeno ze skutečného zapojení cívek, ale z okamžitých směrů proudů v drážkách. Na obrázku 3.15 jsou zakresleny drážky obsahující vinutí jedné fáze (vinutí je dvouvrstvé) a okamžité hodnoty proudů v těchto drážkách pro určitý časový okamžik. Cívky jsou ve skutečnosti zapojeny jinak (mají zkráceny krok na 5/6), zde jsou fiktivně zakresleny tak, aby měly všechny krok 180 el.°. Díky tomuto zjednodušení se nemusí počítat činitel zkrácení kroku, protože je roven jedné. Stačí vypočítat pouze činitel rozlohy, který se rovná celkovému činiteli vinutí. Pro výpočet činitele rozlohy bude nakreslen fázorový diagram napětí 4 cívek, tedy poloviny vinutí, druhá polovina je pootočena o 360 el.° a nemusí tak být uvažována.



Obr. 3.15 Fiktivní zapojení cívek jedné fáze a směry proudů pro čtyřpólový motor

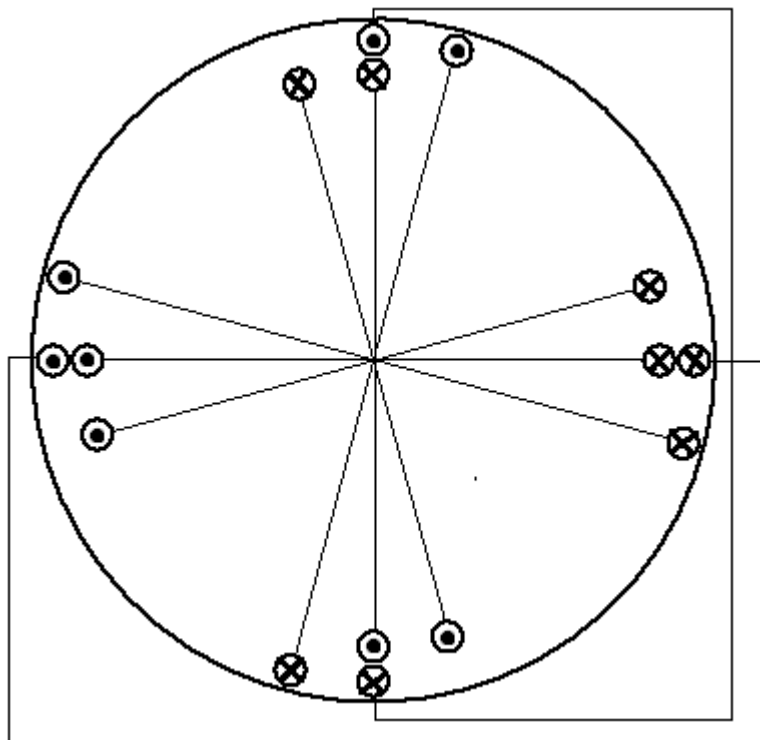


Obr. 3.16 Fázorový diagram pro výpočet činitele rozlohy čtyřpólového motoru

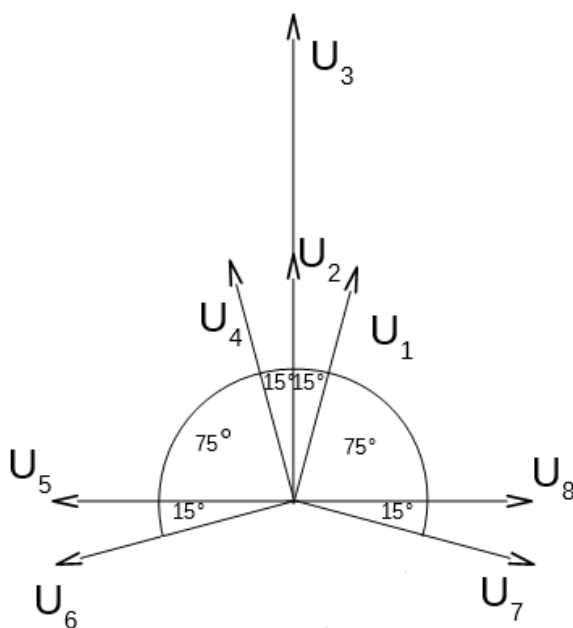
Činitel rozlohy a zároveň celkový činitel vinutí čtyřpólového motoru je podle obrázku 3.16:

$$k_v = k_r = \frac{2 + 2 \cdot \cos(30^\circ)}{4} = 0,933 \quad (3.8)$$

Pro výpočet činitele vinutí dvoupólového motoru bude opět vycházeno ze směrů proudů v drážkách. Bude uvažováno, že všechny cívky mají krok 180 el.°. Jsou tedy zapojeny tak, jak je naznačeno na obrázku 3.17. Znovu platí, že činitel rozlohy je zároveň celkovým činitelem vinutí.



Obr. 3.17 Směry proudů v drážkách jedné fáze pro dvoupólový motor



Obr. 3.18 Fázorový diagram pro výpočet činitele vinutí dvoupólového motoru

Z rozložení fázorů napětí dvoupólového motoru (obr. 3.18) je vidět, že geometrický součet není příliš velký. Činitel vinutí je pouze:

$$k_v = k_r = \frac{2 + 2 \cdot \cos(15) + 2 \cdot \cos(90) + 2 \cdot \cos(105)}{8} \quad (3.9)$$

$$= 0,4268$$

Tento činitel vinutí nedosahuje ani poloviční hodnoty jako u čtyřpólového motoru. Z pohledu činitelů vinutí je tedy vhodnější vinutí popsané v kapitole 3.1.

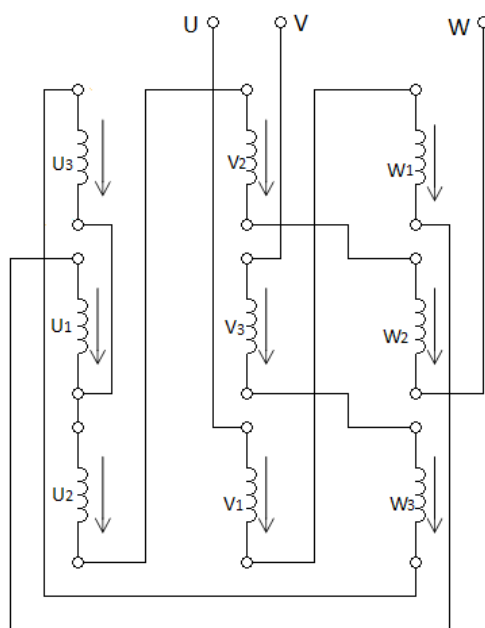
3.3 Vinutí motoru 3/1

Dosud se práce zabývala motory s přepínáním pólů v poměru 2/1, které jsou používány nejčastěji. V této kapitole bude stručně popsáno nejjednodušší možné provedení vinutí pro přepínání šesti pólů na dva, tedy 3/1. Jedná se o jednovrstvé vinutí, které je rozloženo do 18 statorových drážek.

Číslo drážky	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
vstup/výstup cívky	U ₁	U ₂	U ₃	W ₁ '	W ₂ '	W ₃ '	V ₁	V ₂	V ₃	U ₁ '	U ₂ '	U ₃ '	W ₁	W ₂	W ₃	V ₁ '	V ₂ '	V ₃ '

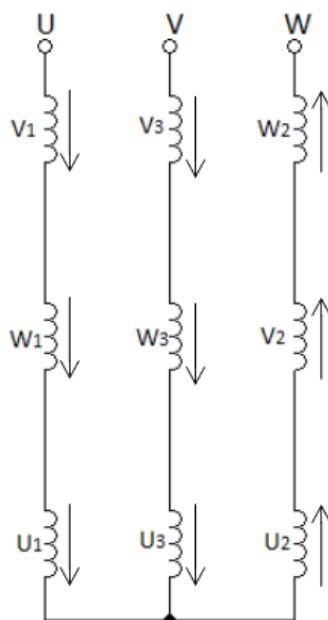
Obr. 3.19 Rozložení vinutí motoru 3:1

Na obrázku 3.19 je rozložení vinutí. Každá fáze se skládá ze 3 cívek. Aby bylo možné póly přepínat, každá z těchto cívek musí mít vyveden svůj začátek i konec na svorkovnici. Celkem tedy bude na svorkovnici 18 svorek. Pro šestipólový motor bude vypadat zapojení následovně.



Obr. 3.20 Zapojení šestipólového motoru

Z obrázku 3.20 je patrných 18 svorek vyvedených na svorkovnici a zapojení těchto svorek pro šestipólový motor. Čísla cívek odpovídají rozložení vinutí na obrázku 3.19. Šipky ukazují směr cívky od začátku ke konci. Překreslením zapojení na obrázku 3.20 vznikne přehlednější schéma.



Obr. 3.21 Překreslené zapojení šestipólového motoru

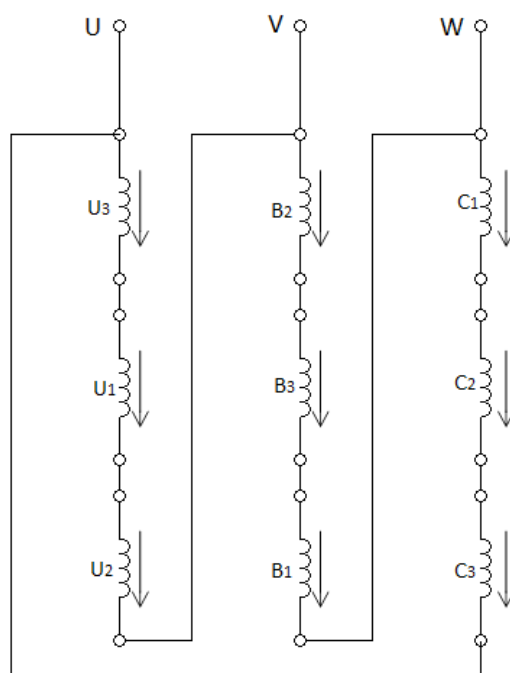
Budeme-li uvažovat že proud fáze U dosahuje amplitudy a proudy fází V a W jsou poloviční s opačným znaménkem, okamžité směry proudů budou vypadat následovně.

Číslo drážky	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
Směr proudu	⊗	×	•	●	•	×	⊗	×	•	●	•	×	⊗	×	•	●	•	×

Obr. 3.22 Směry proudů v drážkách pro šestipólový motor

Na obrázku 3.22 jsou znázorněny směry proudů v drážkách (křížek dovnitř, tečka ven). Dále je rozlišena velikost proudu, velký křížek, popř. velká tečka značí dvojnásobnou hodnotu oproti malým značkám. Z těchto směrů proudů v drážkách je patrné, že se jedná o šestipólový motor. Tento motor má ale pouze jednu drážku na pól a fázi.

Nyní bude ukázáno zapojení a směry proudů v drážkách dvoupólového motoru.



Obr. 3.23 Zapojení dvoupólového motoru

Číslo drážky	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
Směr proudu	×	×	×	×	×	×	•	•	•	•	•	•	•	•	•	×	×	×

Obr. 3.24 Směry proudů v drážkách pro dvoupólový motor

Dvoupólový motor je zapojen do trojúhelníku (obr. 3.23). Že se skutečně jedná o dvoupólový motor opět dokazují směry proudů v drážkách (obr. 3.24). Na rozdíl od šestipólového motoru má ale tři drážky na pól a fázi, průběh magnetického napětí ve vzduchové mezeře by byl výrazně lepší.

Příklad vinutí motoru 3/1 byl uveden pro 18 statorových drážek. Při návrhu takového motoru by musel být zvolen větší počet drážek, aby měl šestipólový motor lepší průběh magnetického napětí ve vzduchové mezeře. [4]

4 ANALÝZA VLIVU NATOČENÍ DRÁŽEK NA VLASTNOSTI MOTORU

V kapitole 3.1 byly analyzovány některé vlastnosti satorového vinutí zadaného motoru firmy Siemens. Bylo popsáno rozložení vinutí, zapojení pro dvoupólový i čtyřpólový motor, byla provedena harmonická analýza magnetických napětí a vypočítány činitele vinutí.

Nyní bude na tuto kapitolu navázáno. Simulacemi v programu ANSYS Maxwell budou srovnány vlastnosti tohoto motoru s nenatočenými a natočenými drážkami.

Firmou Siemens byly zadány štítkové hodnoty konkrétního motoru, geometrické rozměry a vlastnosti vinutí (popsané v kapitole 3.1). Tyto údaje byly zadány do programu RMxpert a byly vytvořeny 2D modely v programu ANSYS Maxwell pro zapojení Y i YY (čtyřpólový a dvoupólový motor). Jednotlivá zapojení musí být řešena jako samostatné stroje. Byl tedy vytvořen jeden model pro čtyřpólový motor a druhý pro dvoupólový.

Tab. 4.1 Štítkové hodnoty pro zapojení Y (čtyřpólový motor)

zapojení	Y
U_s	230 V
P	330 W
I	1,3 A
n	1435 min ⁻¹
$\cos\varphi$	0,82
η	78,9 %
f	50 Hz

Tab. 4.2 Štítkové hodnoty pro zapojení YY (dvoupólový motor)

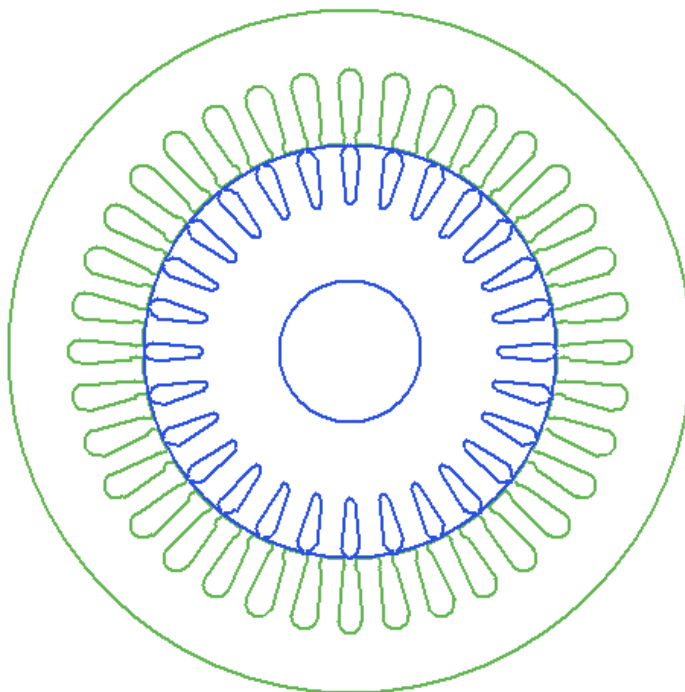
zapojení	YY
U_s	230 V
P	1,4 kW
I	6,2 A
n	2845 min ⁻¹
$\cos\varphi$	0,8
η	73,6 %
f	50 Hz

Tab. 4.3 Zadané geometrické rozměry

Vnější průměr statoru	135 mm
Vnitřní průměr statoru	82,5 mm
Vnější průměr rotoru	82,02 mm
Vnitřní průměr rotoru	28,5 mm
Délka vzduchové mezery	0,24 mm
Délka železa	70 mm
Počet statorových drážek	36
Počet rotorových drážek	28
Počet vodičů v drážce	72
Průměr vodiče	0,63 mm
Natočení rotorových drážek	14°

V tabulkách 4.1 a 4.2 jsou štítkové hodnoty motoru. V tabulce 4.3 jsou zadané rozměry. Do programu RMxpert je kromě těchto údajů dále nutno zadat rozložení vinutí. To bylo zadáváno pro každou cívku zvlášť dle obrázků 3.2 a 3.3.

Zapojení YY, u kterého vznikají dvě paralelní větve, ovšem do programu zadat nešlo. Dvě paralelní větve tak byly fiktivně zadány sériově s polovičním počtem vodičů v drážce o dvojnásobném průřezu. Počet závitů v sérii, plnění drážky i činný odpor zůstaly stejné a tento krok tak neměl na analýzu žádný vliv.

**Obr. 4.1 Řez vytvořeným modelem motoru v RMxpert**

4.1 Model a simulace čtyřpólového motoru bez natočených drážek

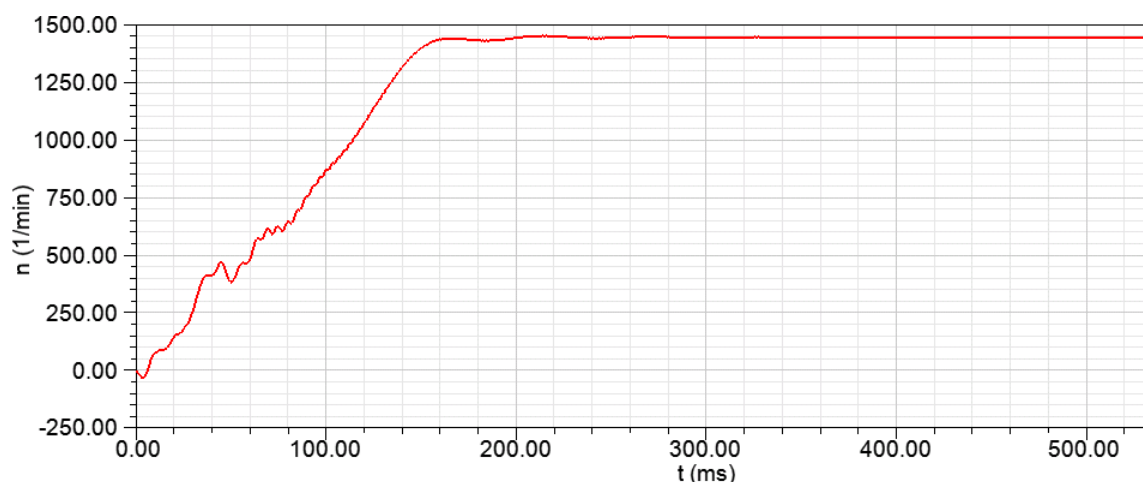
V této kapitole bude popsáno vytvoření modelu čtyřpólového motoru v programu ANSYS Maxwell 2D a následné simulace. Nejprve byl vytvořen model motoru bez natočených rotorových drážek (skutečný motor má natočené rotorové drážky o 14°) a následně byly porovnány některé vlastnosti s reálným modelem, který natočené drážky má.

Geometrie modelu v programu ANSYS Maxwell 2D byla vytvořena automaticky z programu RMxpert. Jedná se o transientní analýzu. Nastaven byl konstantní zátěžný moment, který byl vypočítán ze štítkových hodnot, a ve kterém byly zahrnuty i zadané mechanické ztráty:

$$M_z = \frac{P_2 + \Delta P_{mech}}{2 \cdot \pi \cdot \frac{n}{60}} = \frac{330 + 5,5}{2 \cdot \pi \cdot \frac{1435}{60}} = 2,233 \text{ Nm} \quad (4.1)$$

Dále byla upravena mesh, na kružnici procházející středem vzduchové mezery byla předepsána maximální délka elementu 0,08 mm, čímž byly vytvořeny vždy minimálně 4 elementy na délku vzduchové mezery. U rotoru a statoru byl nastaven výpočet ztrát v železe. Ostatní nastavení byla ponechána.

Krok výpočtu byl nastaven nejprve na 0,2 ms, což je 100 vzorků na periodu. Tento krok byl po ustálení otáček pro přesný výpočet v ustáleném stavu upraven na 0,04 ms, což je 500 vzorků na periodu. Průběh otáček bude znázorněn na následujícím obrázku.

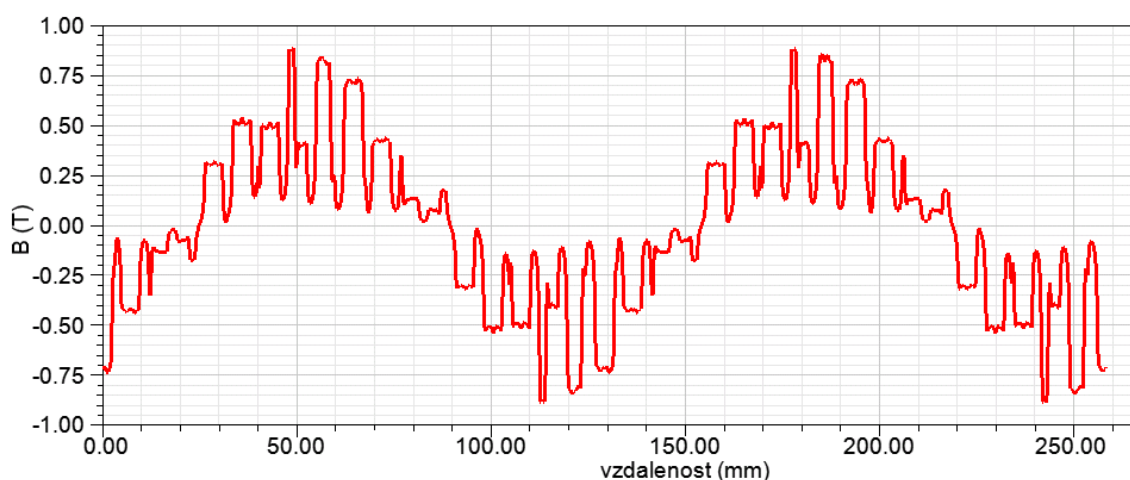


Obr. 4.2 Průběh otáček při rozběhu motoru

Z tohoto grafu byly odečteny ustálené otáčky $1443,3 \text{ min}^{-1}$.

4.1.1 Harmonická analýza indukce v mezeře, proudu a momentu

Simulace modelu bez natočených drážek byla použita pro zobrazení a analýzu průběhů magnetické indukce ve vzduchové mezeře, proudu a momentu. Průběh radiální složky indukce byl vykreslen na kružnici procházející středem vzduchové mezery pro jeden okamžik v ustáleném stavu.



Obr. 4.3 Průběh radiální složky indukce ve vzduchové mezeře

Byla provedena harmonická analýza tohoto průběhu, výrazné harmonické složky budou uvedeny v následující tabulce. Hodnoty jsou uváděny v procentech základní harmonické (druhé prostorové), která má hodnotu 0,52 T.

Tab. 4.4 Velikost harmonických složek radiální složky indukce v mezeře

Řád harmonické	Velikost harmonické [%]
1.	100
3.	6
5.	5,4
7.	3,8
9.	2,9
11.	4,8
13.	11,5
15.	13,5
17.	32,7
19.	21,2
27.	6,9
29.	7,1
35.	15
37.	13,8
41.	5,2
43.	5,2
55.	6,2
57.	4

Prostorové vyšší harmonické průběhu indukce v mezeře vznikají více způsoby. Některé vyšší harmonické jsou stupňové harmonické statorového vinutí, například harmonické řádů 5, 7, 11, 13, 17, 19, 35, 37 (tyto harmonické složky byly zkoumány v kapitole 3.1).

Další harmonické složky vznikají vlivem rotorových a statorových drážek. Řád těchto harmonických lze vypočítat vztahem:

$$\vartheta = c \cdot \frac{Q}{p} \pm 1 \quad (4.2)$$

kde c je celé číslo, ϑ je řád harmonické, Q je počet drážek a p je počet pólových dvojic. Pro každé c dostaneme dvojici harmonických. [3] Pro čtyřpólový motor a pro $c=1$ jsou tedy řady harmonických od statorových drážek:

$$\vartheta_s = 1 \cdot \frac{36}{2} + 1 = 19 \quad (4.3)$$

$$\vartheta_s = 1 \cdot \frac{36}{2} - 1 = 17 \quad (4.4)$$

pro další hodnoty c vycházejí další řady harmonických od statorových drážek 35, 37, 53, 55 atd. Řady harmonických od rotorových drážek pak pro $c=1$ jsou:

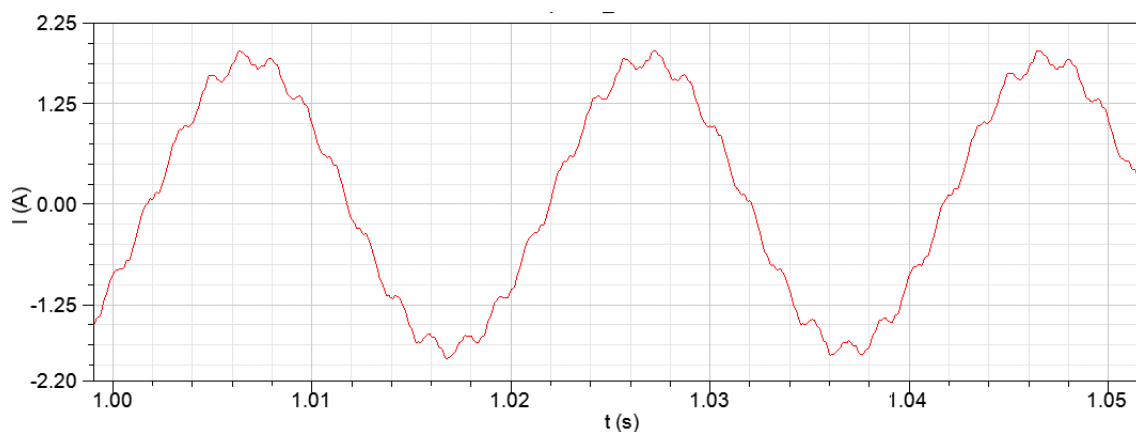
$$\vartheta_r = 1 \cdot \frac{28}{2} + 1 = 15 \quad (4.5)$$

$$\vartheta_r = 1 \cdot \frac{28}{2} - 1 = 13 \quad (4.6)$$

Pro další hodnoty c vycházejí řady 27, 29, 41, 43, 55, 57, 69, 71 atd. Špatný vliv na vlastnosti stroje mají především harmonické od rotorových drážek řádů 13, 55 a 71. Jak bude dále ukázáno, způsobují zkreslení proudu a pulzace momentu.

Ve spektru se vyskytuje taky třetí harmonická a další řady, které jsou násobky tří. Tyto harmonické jsou způsobeny přesycováním magnetického obvodu. Ostatní harmonické složky, které nejsou příliš výrazné, vytváří pravděpodobně rotorové vinutí.

Nyní provedeme harmonickou analýzu proudu jedné fáze. Průběh několika period proudu v ustáleném vztahu bude zobrazen na následujícím obrázku.



Obr. 4.4 Průběh proudu jedné fáze v ustáleném stavu

Z obrázku 4.4 je patrné, že proud obsahuje kromě první harmonické také vyšší harmonické složky. Pro harmonickou analýzu byl použit průběh proudu o délce 200 ms. Rozlišení tedy bylo 5 Hz.

Tab. 4.5 Velikost harmonických složek proudu

frekvence harmonické (Hz)	Velikost harmonické [A]
50	1,275
623,5	0,078

Kromě 1. harmonické (50 Hz) se ve spektru objevila vyšší harmonická složka, která nevycházela jako celé číslo (rozlišení 5 Hz nebylo dostatečné), byla odhadnuta jako 124,7 násobek základní frekvence 5 Hz, což je 623,5 Hz. Bylo zjištěno, že tato časová vyšší harmonická proudu o frekvenci 623,5 Hz je způsobena 13. prostorou

harmonickou indukce od rotorových drážek. Tato skutečnost bude zdůvodněna výpočtem.

Při odvození je vycházeno z mechanické frekvence otáčení 13. harmonické indukce od rotorových drážek vůči statoru. Mechanické otáčky v ustáleném stavu jsou $1443,3 \text{ min}^{-1}$. Otáčky za sekundu jsou tedy:

$$f_{mech} = \frac{n}{60} = \frac{1443,3}{60} = 24,055 \text{ Hz} \quad (4.7)$$

13. harmonická se zároveň otáčí vůči rotoru proti směru otáček. Rychlost tohoto otáčení je dána mechanickou skluzovou frekvencí a řádem harmonické:

$$f_2 = \frac{f_{skl.mech.}}{13} = \frac{f_s - f_{mech}}{13} = \frac{25 - 24,055}{13} = 0,07269 \text{ Hz} \quad (4.8)$$

kde f_2 je mechanická frekvence otáčení 13. drážkové harmonické vůči rotoru, $f_{skl.mech.}$ je mechanická skluzová frekvence, f_s je synchronní mechanická frekvence otáčení a f_{mech} je frekvence otáčení rotoru. Výsledná mechanická frekvence otáčení 13. drážkové harmonické vůči statoru (označená f_3) je pak dána rozdílem f_{mech} a f_2 :

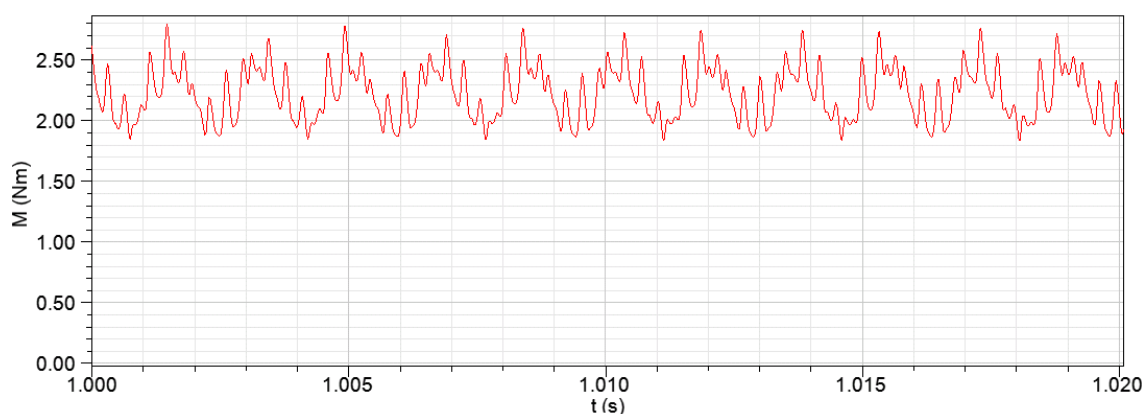
$$f_3 = f_{mech} - f_2 = 24,055 - 0,07269 = 23,982 \text{ Hz} \quad (4.9)$$

Jelikož se jedná o čtyřpólový stroj, 13. harmonická indukce je 26. prostorová harmonická. Do statorového vinutí se tedy indukuje vyšší harmonická napětí dána mechanickou frekvencí otáčení 13. drážkové harmonické (26. prostorové) a řádem harmonické. Tato frekvence se pak objeví ve spektru proudu:

$$f_{proudu} = \vartheta \cdot f_3 = 26 \cdot 23,982 = 623,54 \text{ Hz} \quad (4.10)$$

Vypočítaná frekvence proudu se tedy shoduje s frekvencí nalezenou ve spektru proudu ze simulace.

Vyšší harmonické indukce od rotorových drážek mají negativní vliv také na pulzace momentu.



Obr. 4.5 Průběh momentu v ustáleném stavu

Na obrázku 4.5 lze vidět, že pulzace momentu jsou velice výrazné. Byla provedena harmonická analýza tohoto průběhu momentu. Interval byl opět 200 ms, základní frekvence tak byla 5 Hz.

Tab. 4.6 Velikost harmonických složek momentu

frekvence harmonické (Hz)	Velikost harmonické [Nm]
0 (stejnoseměrná složka)	2,23
573,5	0,17
2594	0,079
3468	0,089

Kromě stejnosměrné složky, což je užitečný moment, se ve spektru objevily také střídavé složky (viz tabulka 4.6). Tyto střídavé složky (pulzace momentu) vznikly interakcí vyšších harmonických indukce od rotorových drážek a stupňových harmonických statorového vinutí. Frekvence pulzací je dána rozdílem elektrických frekvencí harmonických daného řádu. Elektrická frekvence otáčení všech stupňových harmonických statorového vinutí je rovna 50 Hz. Elektrické frekvence vyšších harmonických od rotorových drážek jsou různé. Například elektrická frekvence 13. harmonické od rotorových drážek je 623,54 Hz a otáčí se ve směru otáčení rotoru (rovnice 4.10). 13. stupňová harmonická statorového vinutí se otáčí rovněž ve směru otáčení rotoru. Frekvence pulzace momentu je dána rozdílem elektrických frekvencí otáčení 13. harmonické od rotorových drážek a 13. stupňové harmonické statorového vinutí.

$$f_{pulzace,13.h.} = 623,54 \text{ Hz} - 50 \text{ Hz} = 573,54 \text{ Hz} \quad (4.11)$$

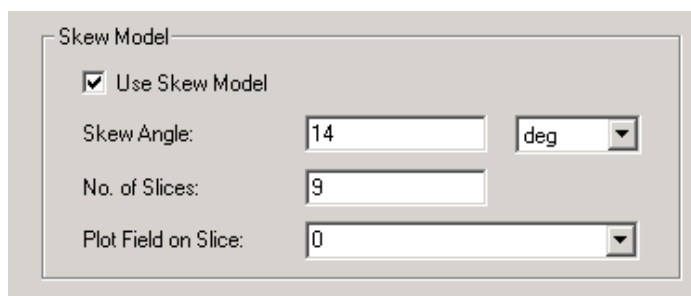
Tato vypočtená frekvence pulzací se shoduje se střídavou složkou nalezenou ve spektru momentu. Frekvence další střídavé složky z tabulky 4.6 je 2594 Hz, tato pulzace je způsobena interakcí 55. harmonických. Poslední střídavá složka momentu o frekvenci 3468 Hz je způsobena interakcí 71. harmonických.

4.2 Model a simulace čtyřpólového motoru s natočenými drážkami

Simulace v kapitole 4.1 ukázaly problémy, které způsobuje 13. harmonická indukce od rotorových drážek. Řešením je natočení drážek. Prototyp motoru Siemens má rotorové drážky natočené o 14°. V této kapitole budou provedeny simulace, ve kterých budou takto natočené drážky uvažovány a bude tak ověřen vliv natočení. První možností je simulace 3D modelu, ve kterém lze natočené drážky vytvořit.

Druhou možností je vytvoření skew modelu. Ten se skládá z několika vzájemně pootočených 2D modelů. Výsledky simulací jednotlivých modelů se pak průměrují.

4.2.1 Skew model



Obr. 4.6 Nastavení skew modelu

Na obrázku 4.6 je nastavení skew modelu v programu ANSYS Maxwell. Zadává se natočení rotorových drážek ve stupních a počet jednotlivých modelů, z nichž bude celkový skew model složen.

V rámci této práce byl ověřen vliv počtu vzájemně pootočených částí (No. of slices na obrázku 4.6) na velikost zvlnění momentu. Zadávat lze pouze liché počty, byly tedy postupně vytvořeny skew modely čtyřpólového motoru složené z 5, 7, 9 a 11 částí a porovnány pulzace momentů. Pulzace momentů byly porovnávány tak, že byla v programu ANSYS Maxwell vypočtena efektivní hodnota střídavé složky momentu v ustáleném stavu. S rostoucím počtem částí skew model více odpovídá skutečnému stroji s natočenými drážkami a pulzace (střídavá složka momentu) způsobené drážkovou harmonickou klesají.

Tab. 4.7 Velikosti střídavých složek momentu

Počet částí skew modelu	Velikost ef. hodnoty střídavé složky momentu [Nm]
1 (obyčejný model)	0,22
5	0,092
7	0,04
9	0,031
11	0,031

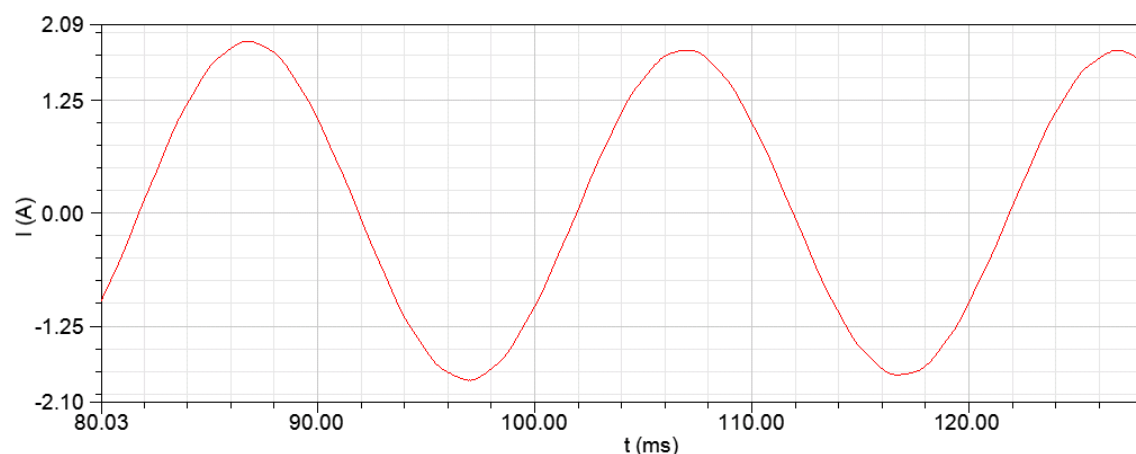
V tabulce 4.7 je porovnání velikostí efektivních hodnot střídavých složek momentů pro různý počet částí skew modelu. Nejprve je uvedena velikost střídavé složky modelu bez natočených drážek. Použitím skew modelu tato hodnota klesá až do 9

částí, poté už počet částí nemá na pulzace momentu vliv. Proto byl pro simulaci skutečného motoru použit právě skew model s 9 částmi.

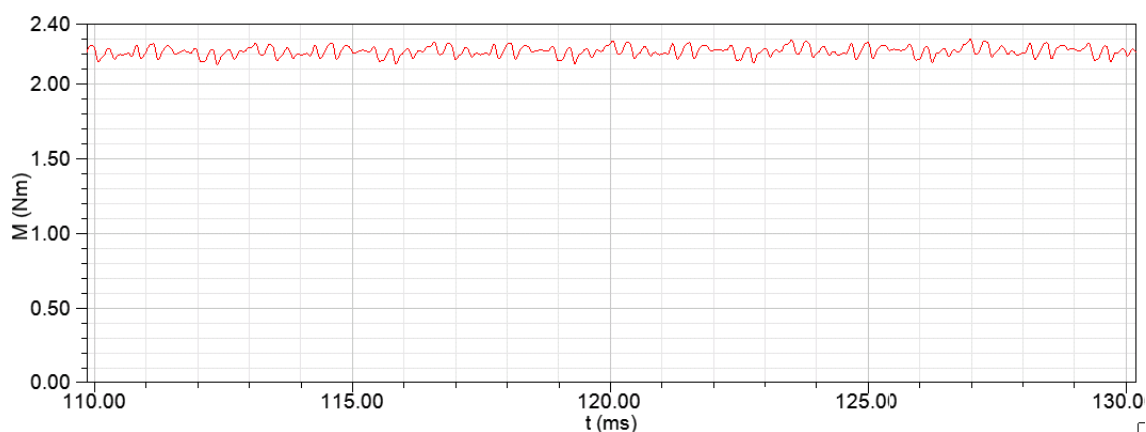
Dále bylo zjištěno, že skew model funguje pouze pro simulace při konstantních otáčkách. Při simulaci s konstantním zátěžným momentem použít nelze.

4.2.2 Harmonická analýza proudu a momentu

Jak již bylo zmíněno, simulace skutečného motoru s natočenými drážkami byla provedena pomocí skew modelu s 9 částmi. Byly nastaveny konstantní otáčky $1443,3 \text{ min}^{-1}$. Tato hodnota otáček je ustálená hodnota ze simulace obyčejného modelu bez uvažování natočených drážek při zadaném konstantním zátěžném momentu (kapitola 4.1). Pro porovnání obou modelů byly nejprve opět provedeny harmonické analýzy proudu a momentu.



Obr. 4.7 Průběh proudu jedné fáze v ustáleném stavu



Obr. 4.8 Průběh momentu v ustáleném stavu

Na obrázcích 4.7 a 4.8 jsou průběhy proudu a momentu motoru s natočenými drážkami. Při srovnání průběhů s obrázky 4.4 a 4.5 je patrné, že zkreslení proudu

a pulzace momentu jsou výrazně menší. To potvrdily také harmonické analýzy. Ve spektru proudu motoru s natočenými drážkami se objevuje už jen 1. harmonická (50 Hz). Ve spektru momentu se kromě užitečné stejnosměrné složky objevují také vyšší harmonické, ale jejich velikosti výrazně klesly.

Tab. 4.8 Velikost harmonických složek momentu

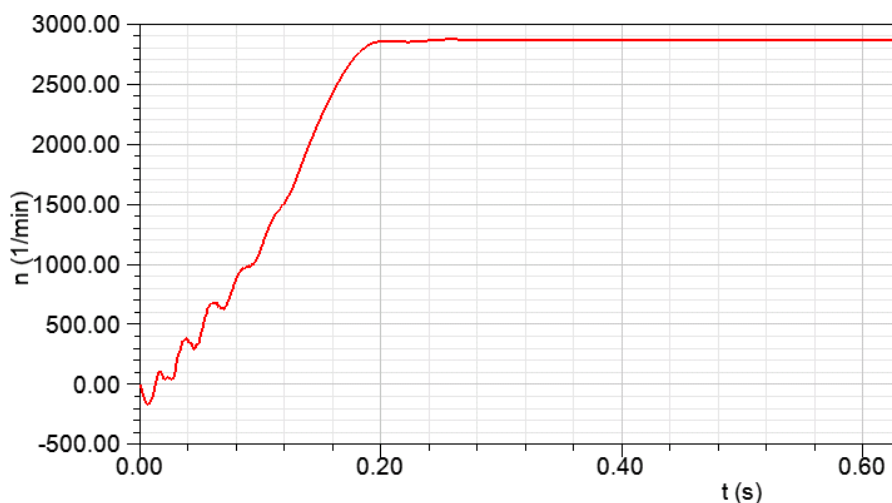
frekvence harmonické [Hz]	Velikost harmonické [Nm]
0 (stejnosměrná složka)	2,22
573,5	0,0141
2594	0,0175
3468	0,0191

Potvrdilo se tedy, že natočení rotorových drážek o 14° potlačuje negativní vliv drážkových harmonických rotoru na vlastnosti stroje.

4.3 Model a simulace dvoupólového motoru bez natočených drážek

Při simulacích dvoupólového motoru byl postup stejný jako u čtyřpólového motoru. Jednotlivé kroky tak již nebudou detailně komentovány. Zátěžný moment zahrnující mechanické ztráty je:

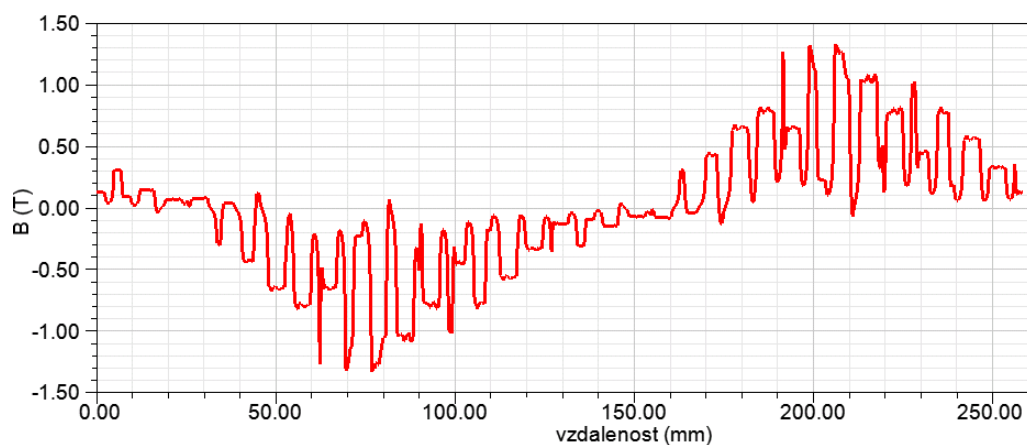
$$M_z = \frac{P_2 + \Delta P_{mech}}{2 \cdot \pi \cdot \frac{n}{60}} = \frac{1400 + 25,6}{2 \cdot \pi \cdot \frac{2845}{60}} = 4,785 \text{ Nm} \quad (4.12)$$



Obr. 4.9 Průběh otáček při rozběhu motoru

Při tomto zátěžném momentu se otáčky ustálily na hodnotě 2857,8 min⁻¹.

4.3.1 Harmonická analýza indukce v mezeře, proudu a momentu



Obr. 4.10 Průběh radiální složky indukce ve vzduchové mezeře

Byla provedena harmonická analýza průběhu indukce v mezeře, výrazné harmonické složky jsou uvedeny v následující tabulce. Hodnoty jsou uváděny v procentech základní harmonické, která má hodnotu 0,61 T.

Tab. 4.9 Velikost harmonických složek radiální složky indukce v mezeře

Řád harmonické	Velikost harmonické [%]
1.	100
3.	21,3
5.	6,6
7.	7,2
11.	2,8
25.	8,7
27.	18
29.	19,7
31.	8,2
33.	11,5
35.	31,1
37.	24,6
55.	8,2
57.	8,5
71.	14,4
73.	15,4

Stupňové vyšší harmonické statorového vinutí mají řady 5, 7, 29, 35, 37, 71, 73. Drážkové harmonické jsou opět dány vztahem 4.2. Statorové drážky tedy vytvářejí harmonické:

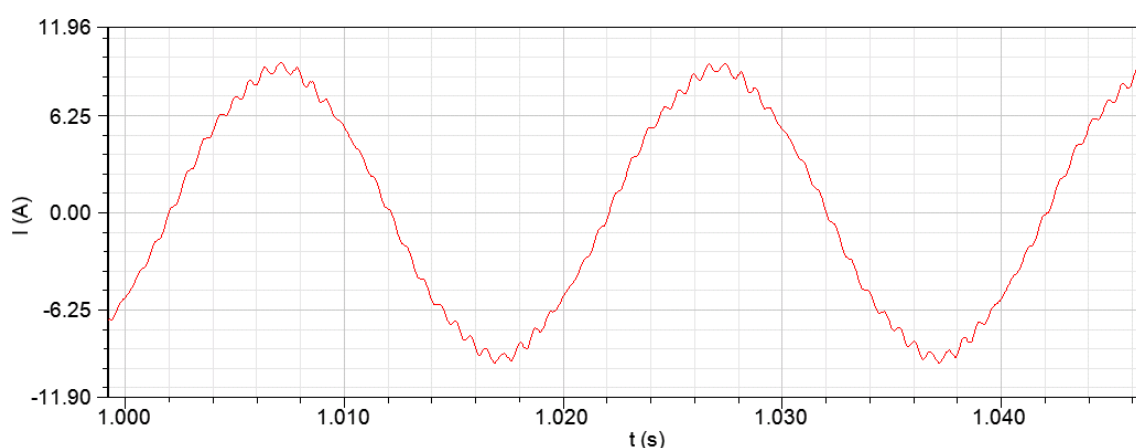
$$\vartheta_s = c \cdot \frac{Q}{p} \pm 1 = c \cdot \frac{36}{1} \pm 1 = c \cdot 36 \pm 1 \quad (4.13)$$

což jsou řady 35, 37, 71, 73, 107, 109 atd. Rotorové drážky pak vytvářejí:

$$\vartheta_r = c \cdot \frac{Q}{p} \pm 1 = c \cdot \frac{28}{1} \pm 1 = c \cdot 28 \pm 1 \quad (4.14)$$

tedy řady 27, 29, 55, 57, 83, 85 atd.

Ostatní harmonické složky vznikají přesycováním magnetického obvodu a vlivem rotorových proudů.



Obr. 4.11 Průběh proudu jedné fáze v ustáleném stavu

Na obrázku 4.11 je několik period proudu v ustáleném stavu. Z tohoto průběhu byla provedena harmonická analýza.

Tab. 4.10 Velikost harmonických složek proudu

frekvence harmonické [Hz]	Velikost harmonické [A]
50	6,21
250	0,156
1383	0,144

Kromě první harmonické (50 Hz), se ve spektru objevily dvě vyšší harmonické složky. Jedna vyšší harmonická měla frekvenci 250 Hz, druhá přibližně 1383 Hz (Rozlišení nebylo dostatečné). Složka o frekvenci 1383 Hz byla způsobena 29. prostorovou harmonickou indukce od rotorových drážek. Stejně jako v kapitole 4.1.1 u čtyřpólového motoru bude frekvence vyšší harmonické proudu, která je způsobena rotorovou drážkovou harmonickou, odvozena. Otáčky za sekundu jsou:

$$f_{mech} = \frac{n}{60} = \frac{2857,8}{60} = 47,63 \text{ Hz} \quad (4.15)$$

29. prostorová harmonická indukce se otáčí vůči rotoru ve směru otáček s frekvencí:

$$f_2 = \frac{f_{skl.mech.}}{29} = \frac{f_s - f_{mech}}{29} = \frac{50 - 47,63}{29} = 0,08172 \text{ Hz} \quad (4.16)$$

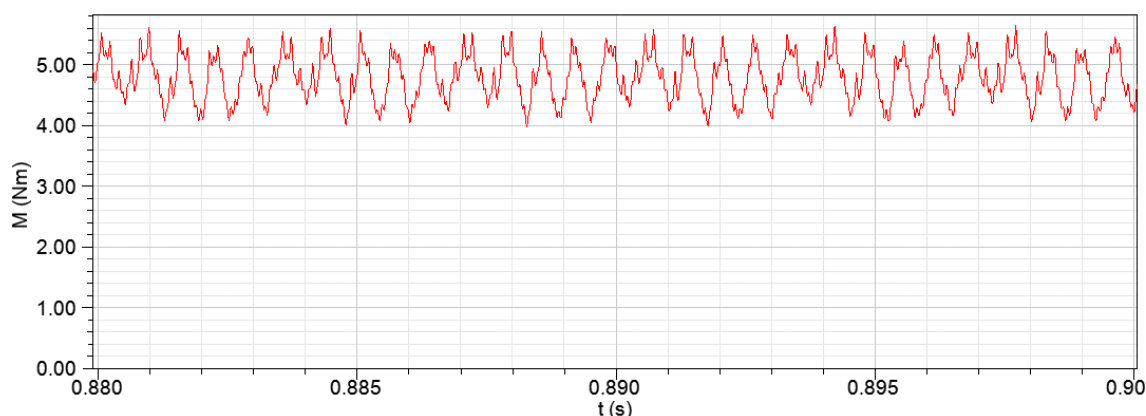
Výsledná frekvence otáčení 29. prostorové harmonické od rotorových drážek vůči statoru je součtem frekvencí f_{mech} a f_2 vypočtených výše (u čtyřpólového motoru v kapitole 5.1.1 šlo o rozdíl, protože pohyb drážkové harmonické vůči rotoru byl proti směru otáček).

$$f_3 = f_{mech} + f_2 = 47,63 + 0,08172 = 47,7117 \text{ Hz} \quad (4.17)$$

Vynásobením frekvence f_3 řádem drážkové harmonické dostaneme frekvenci, která se objeví ve spektru proudu:

$$f_{proudu} = \vartheta \cdot f_3 = 29 \cdot 47,7117 = 1383,64 \text{ Hz} \quad (4.18)$$

Vypočtená frekvence proudu odpovídá frekvenci nalezené v harmonické analýze průběhu, což potvrzuje, že jsou pulzace skutečně způsobeny 29. harmonickou od rotorových drážek. Vyšší harmonická o frekvenci 250 Hz bude zkoumána v kapitole 4.4.2.



Obr. 4.12 Průběh momentu v ustáleném stavu

Na obrázku 4.12 je průběh momentu v ustáleném stavu. Z tohoto průběhu byla provedena harmonická analýza.

Tab. 4.11 Velikost harmonických složek momentu

frekvence harmonické [Hz]	Velikost harmonické [Nm]
0 (stejnoseměrná složka)	4,79
300	0,076
1433	0,346

Harmonická analýza tohoto průběhu ukázala, že kromě stejnosměrné složky se ve spektru nachází vyšší harmonické složky o frekvencích 300 Hz a přibližně 1433 Hz. Frekvence 1433 Hz je rozdílová elektrická frekvence 29. drážkové harmonické a 29. stupňové harmonické statorového vinutí (ta je 50 Hz). Tyto dvě harmonické se otáčejí opačně proto se jedná o jejich součet:

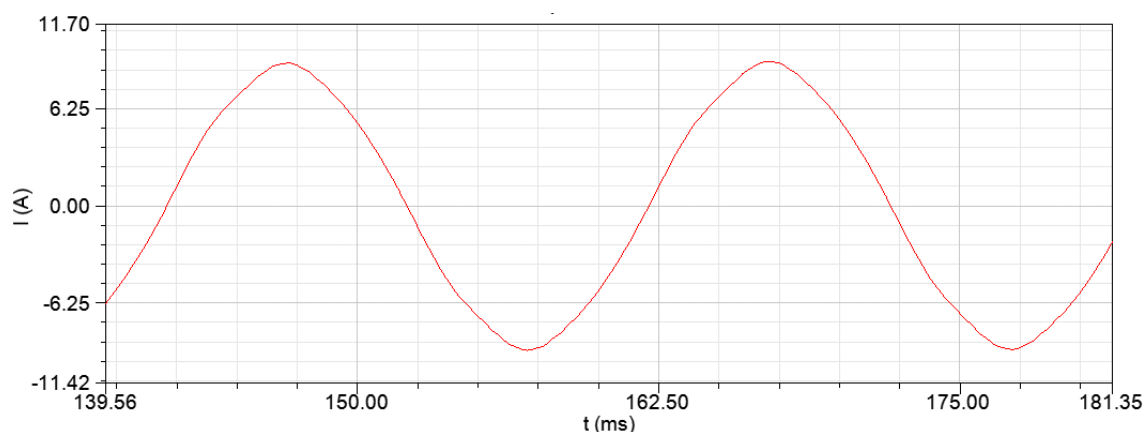
$$f_{pulzací} = 1383,64 \text{ Hz} + 50 \text{ Hz} = 1433,64 \text{ Hz} \quad (4.19)$$

Vypočtená frekvence pulzací odpovídá frekvenci nalezené ve spektru, chyba je způsobena nedostatečným rozlišením v harmonické analýze. Vyšší harmonická o frekvenci 300 Hz bude zkoumána v kapitole 4.4.2.

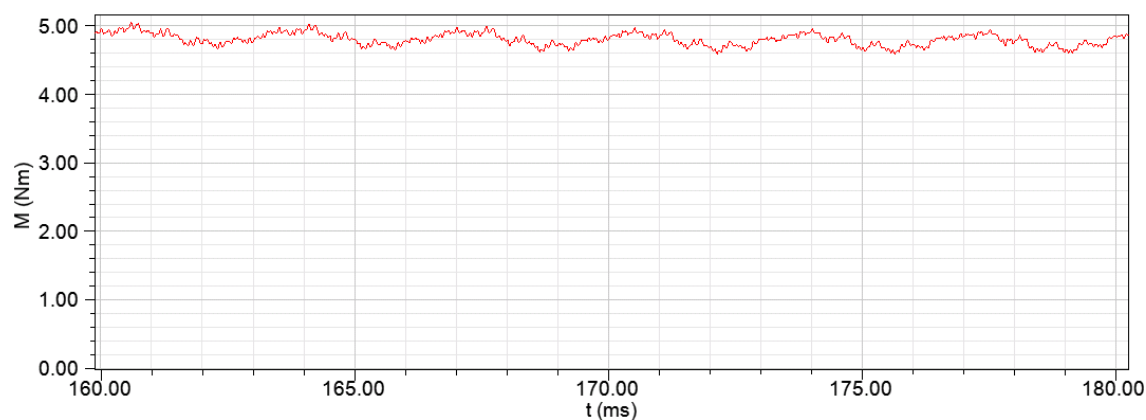
4.4 Model a simulace dvoupólového motoru s natočenými drážkami

V této kapitole budou popsány výsledky simulace motoru s natočenými drážkami. Opět byl využit skew model s 9 částmi a bylo zadáno natočení 14° . Zadány byly konstantní otáčky 2857,8 (ustálená hodnota z kapitoly 4.3).

4.4.1 Harmonická analýza proudu a momentu



Obr. 4.13 Průběh proudu jedné fáze v ustáleném stavu



Obr. 4.14 Průběh momentu v ustáleném stavu

Na obrázku 4.13 je průběh proudu jedné fáze. Byla provedena harmonická analýza.

Tab. 4.12 Velikost harmonických složek proudu

frekvence harmonické [Hz]	Velikost harmonické [A]
50	6,41
250	0,159

Po harmonické analýze bylo zjištěno, že složka proudu o frekvenci 1383 Hz (způsobena rotorovými drážkami) zmizela. Ve spektru zůstala pouze 1. harmonická (50 Hz) a 5. harmonická (250 Hz). Velikost 5. harmonické (250 Hz) se natočením drážek nijak nezměnila. Je způsobena pravděpodobně přesycením magnetického obvodu, což bude dále ověřeno modelem s konstantní relativní permeabilitou magnetického obvodu.

Tab. 4.13 Velikost harmonických složek momentu

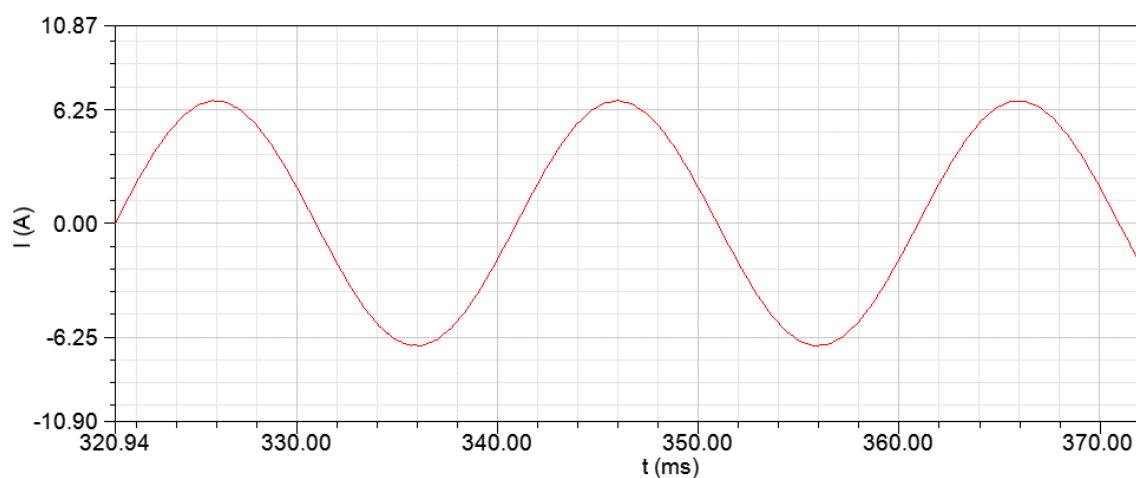
frekvence harmonické [Hz]	Velikost harmonické [Nm]
0 (stejnoseměrná složka)	4,77
300	0,077
1433	0,0351

Harmonická analýza průběhu momentu (obrázek 4.14) ukázala, že velikost harmonické složky o frekvenci 300 Hz se natočením drážek nezměnila. Je způsobena pravděpodobně přesycováním magnetického obvodu (stejně jako vyšší harmonická proudu o frekvenci 250 Hz). Velikost harmonické o frekvenci 1430 Hz, která se objevila u motoru s nenatočenými drážkami, výrazně klesla. Stejně jako u čtyřpólového motoru se tak ukázalo, že natočením drážek o 14° se potlačí negativní vliv rotorové drážkové harmonické.

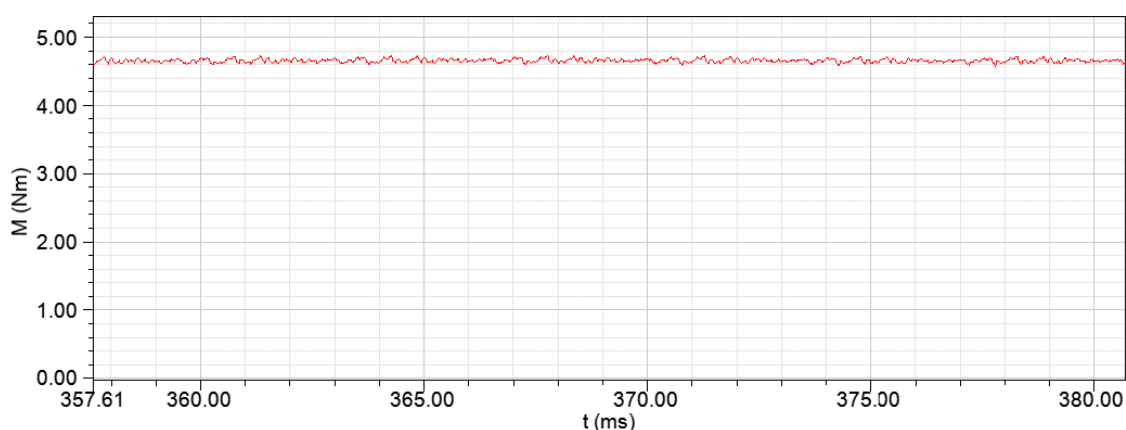
4.4.2 Harmonická analýza proudu a momentu modelu s konstantní relativní permeabilitou magnetického obvodu

Pro ověření původu vyšší harmonické proudu o frekvenci 250 Hz a vyšší harmonické momentu o frekvenci 300 Hz byl vytvořen model s konstantní relativní permeabilitou magnetického obvodu. U tohoto modelu nedochází k vzniku vyšších

harmonických indukce vlivem přesycování magnetického obvodu, a tudíž by neměly vznikat ani zmíněné vyšší harmonické proudy a momentu.



Obr. 4.15 Průběh proudu jedné fáze v ustáleném stavu



Obr. 4.16 průběh momentu v ustáleném stavu

Harmonické analýzy průběhů proudu a momentu modelu s konstantní relativní permeabilitou magnetického obvodu (obrázky 4.15 a 4.16) ukázaly, že harmonická složka proudu o frekvenci 250 Hz a harmonická složka momentu o frekvenci 300 Hz zmizely. To potvrdilo, že jejich příčinou byl přesycený magnetický obvod.

5 PARAMETRY MOTORU ZÍSKANÉ ZE SIMULACE

Dosud byly analyzovány pouze průběhy indukce, momentu a proudu a byl ověřován vliv rotorové drážkové harmonické. V této kapitole budou popsány další základní parametry motoru získané ze simulací multi-slice modelů s 9 částmi. Do těchto modelů byly zadány nové hodnoty mechanických ztrát a činných odporů statorového vinutí, které byly získány měřením (měření bude popsáno v následující kapitole). Nové modely se tak oproti modelům v kapitole 4 lehce liší.

5.1 Parametry čtyřpólového motoru

Nejprve byl v modelu upraven odpor jedné fáze statorového vinutí na $9,166 \Omega$, což je změřená hodnota. V simulaci byly nastaveny konstantní otáčky 1444. Pro kontrolu výkonu byla odečtena střední hodnota vnitřního momentu $2,26 \text{ Nm}$. Tento moment však slouží také ke krytí mechanických ztrát, jejichž hodnota je $10,2 \text{ W}$ (změřená hodnota). Výkon motoru je tak:

$$P = 2 \cdot \pi \cdot \frac{n}{60} \cdot M - \Delta P_{mech} = 2 \cdot \pi \cdot \frac{1444}{60} \cdot 2,26 - 10,2 \quad (5.1)$$
$$= 331,5 \text{ W}$$

Tento výkon odpovídá štítkové hodnotě (330 W). Dále byl určen činný příkon. Okamžitá hodnota činného příkonu je rovna:

$$p_1(t) = u_U(t) \cdot i_U(t) + u_V(t) \cdot i_V(t) + u_W(t) \cdot i_W(t) \quad (5.2)$$

Kde u a i jsou okamžité hodnoty napětí a proudů jednotlivých fází. Střední hodnota příkonu v ustáleném stavu je $427,8 \text{ W}$. Z výkonu a příkonu byla určena účinnost:

$$\eta = \frac{P}{P_1} = \frac{331,5}{427,8} = 77,5 \% \quad (5.3)$$

Pro výpočet účinníku je potřeba znát velikost zdánlivého příkonu. Model třífázového stroje je souměrný, můžeme tedy vycházet z efektivních hodnot napětí a proudu pouze jedné fáze. Efektivní hodnota fázového napětí je $132,8 \text{ V}$. Efektivní hodnota proudu je $1,23 \text{ A}$. Zdánlivý příkon a účinník jsou:

$$S = 3 \cdot U_{ef} \cdot I_{ef} = 3 \cdot 132,8 \cdot 1,3 = 517,9 \text{ VA} \quad (5.4)$$

$$\cos \varphi = \frac{P_1}{S_1} = \frac{427,8}{517,9} = 0,826 \quad (5.5)$$

Základní parametry získané ze simulace budou shrnuty v následující tabulce:

Tab. 5.1 Základní parametry motoru získané ze simulace

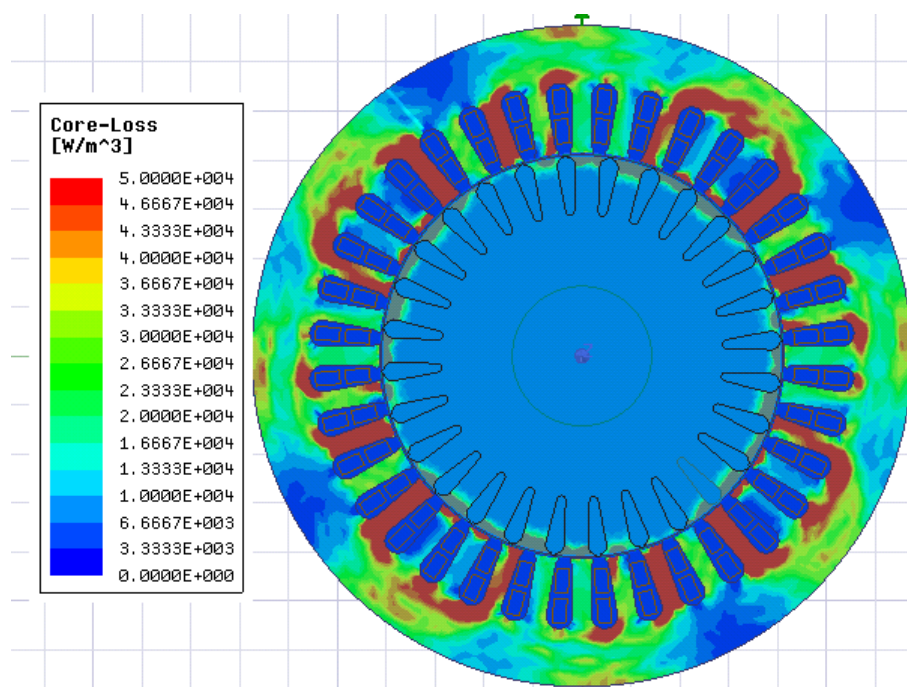
Moment	2,19 Nm
Otáčky	1444 min ⁻¹
Výkon	331,5 W
Činný příkon	427,8 W
Účinnost	77,5 %
Proud	1,3 A
Zdánlivý příkon	517,9 VA
účinník	0,826

Dále bylo provedeno rozdělení ztrát. V modelu byly uvažovány ztráty v železe, Joulovy ztráty vinutí statoru a Joulovy ztráty vinutí rotoru. Mechanické ztráty byly známy předem a byly zadány pomocí momentu pro krytí těchto ztrát. Ztráty v železe byly rozděleny na stator a rotor.

Tab. 5.2 Rozdělení ztrát

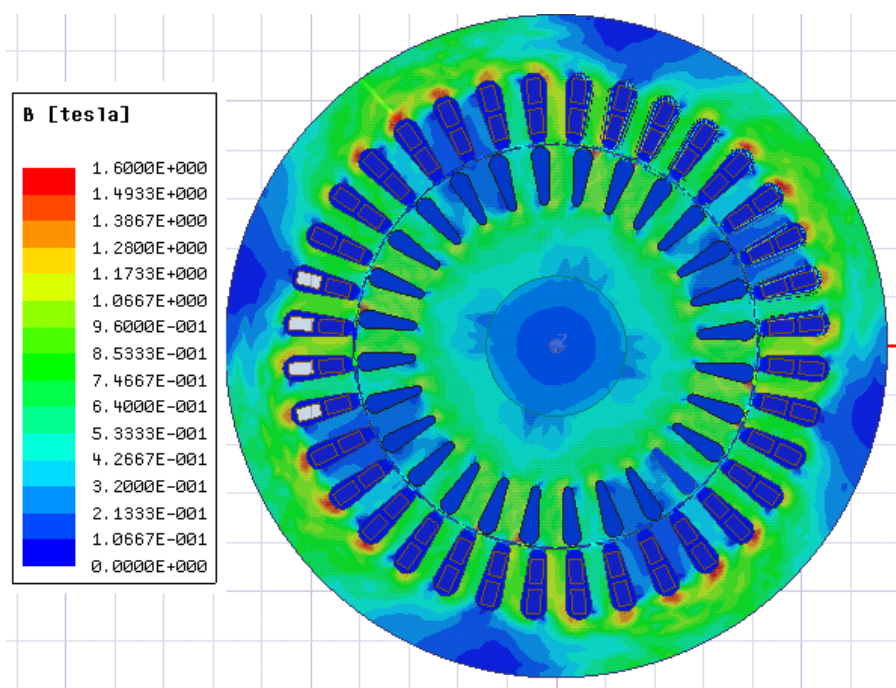
Ztráty v železe	25,6 W
Ztráty v železe ve statoru	18,1
Ztráty v železe v rotoru	7,5
Joulovy ztráty stat. vinutí	46,4 W
Joulovy ztráty rot. vinutí	13,2 W
Mechanické ztráty	10,2W
Součet ztrát	95,4

Zajímavá je hodnota ztrát v železe v rotoru. Tyto ztráty činí 29% celkových ztrát v železe. Bylo zobrazeno rozložení hustoty ztrát v železe.



Obr. 5.1 Rozložení hustoty ztrát v železe v řezu čtyřpólového motoru

Z obrázku 5.1 je patrné, že ztráty v železe v rotoru vznikají pouze na koncích rotorových zubů. Příčinou jsou vyšší harmonické složky indukce, především satorové drážkové harmonické, které mají vůči rotoru vysokou elektrickou frekvenci.



Obr. 5.2 Rozložení indukce v řezu čtyřpólového motoru

Nakonec bylo zobrazeno rozložení indukce v řezu stroje pro jeden časový okamžik v ustáleném stavu. Toto rozložení ukazuje, že indukce dosahuje v několika místech statorového jha maximální hodnoty přibližně 1,5 T. Magnetický obvod tohoto čtyřpólového motoru tedy není přesycen.

5.2 Parametry dvoupólového motoru

V modelu byla upravena hodnota odporu jedné fáze na $2,809 \Omega$ a byly uvažovány mechanické ztráty 35,1 W (změřené hodnoty). Při určování parametrů dvoupólového motoru bylo postupováno stejně jako v kapitole 5.1 u čtyřpólového motoru. Z tohoto důvodu zde budou uvedeny pouze výsledky.

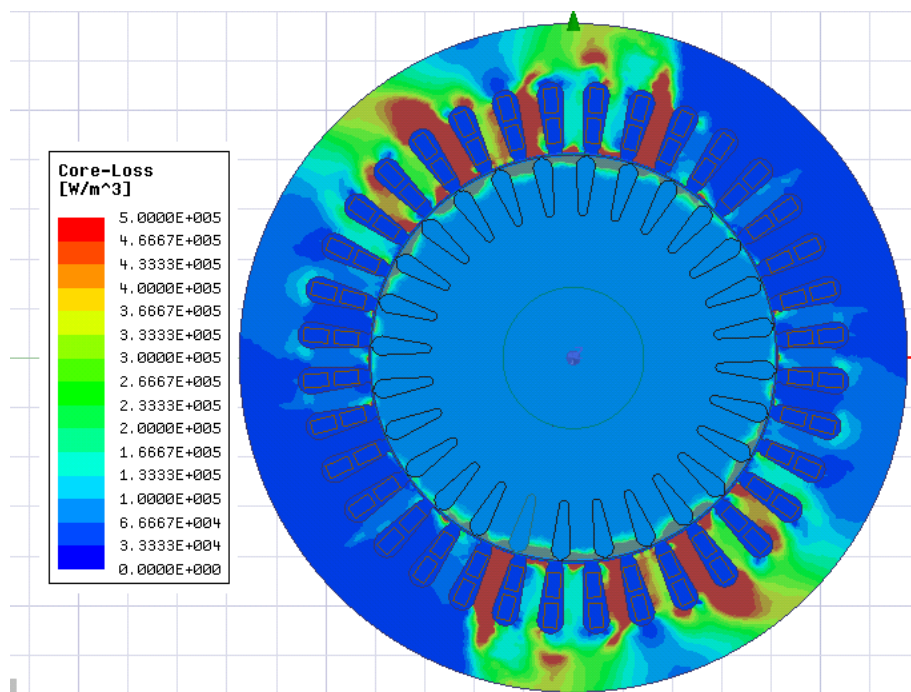
Tab. 5.3 Základní parametry motoru získané ze simulace

Moment	4,71 Nm
Otáčky	2860 min ⁻¹
Výkon	1411,5 W
Činný příkon	2008,4 W
Účinnost	70,2 %
Proud (ef. hodnota)	6,58 A
Zdánlivý příkon	2621,3VA
Účinník	0,766

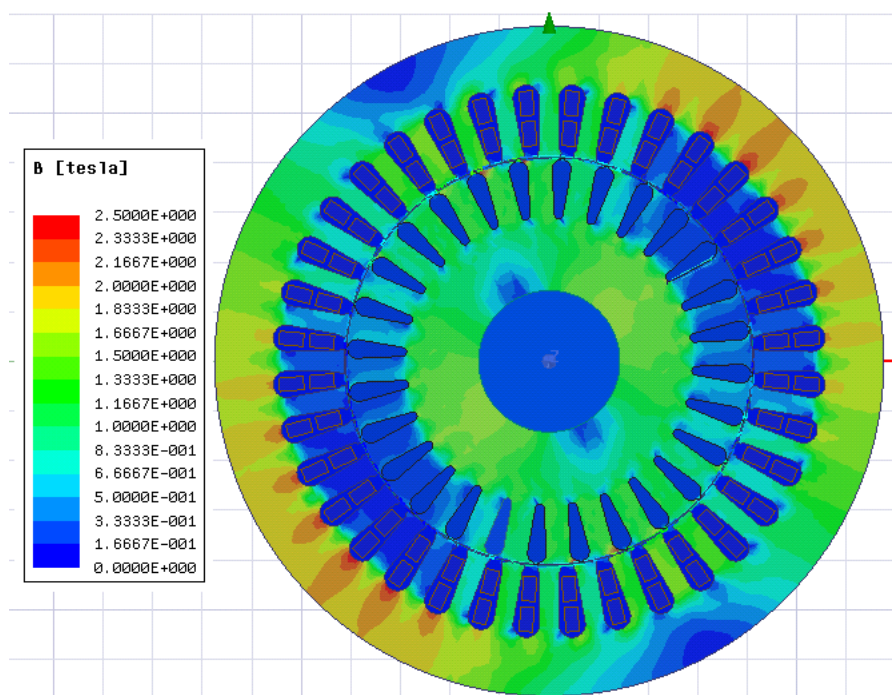
Tab. 5.4 Rozdělení ztrát

Ztráty v železe	116,2 W
Ztráty v železe ve statoru	79 W
Ztráty v železe v rotoru	37,2 W
Joulové ztráty stat. vinutí	370,5 W
Joulové ztráty rot. vinutí	57,2 W
Mechanické ztráty	35,1 W
Součet ztrát	579 W

Ztráty v železe v rotoru jsou stejně jako u čtyřpólového motoru výrazné, opět bude zobrazeno rozložení měrných ztrát v železe.



Obr. 5.3 Rozložení hustoty ztrát v železe v řezu dvoupólového motoru



Obr. 5.4 Rozložení indukce v řezu dvoupólového motoru

Z obrázku 5.4 je patrné, že dvoupólový motor má výrazně přesycené statorové jho, indukce zde přesahuje hodnotu 2 T.

6 MĚŘENÍ VZORKU MOTORU

V této kapitole bude popsáno měřicí pracoviště, postup měření a zpracování výsledků. Nebude-li uvedeno jinak, všechny hodnoty odporů a napětí budou sdružené. Při měření bylo vycházeno z literatury [5].

6.1 Měřicí pracoviště

Při měření byl motor napájen ze statického měniče napětí se sinusovým výstupem. Zatěžován byl vířivou brzdou a moment byl snímán tenzometrickou hřídelí. Elektrické veličiny byly měřeny wattmetrem, odpory vinutí miliohmmetrem.

Tab. 6.1 Seznam měřicích přístrojů

Přístroj	Typ	Výrobní číslo
Sinusový zdroj	Ametek 5001 iX	000000317137
Tenzometrická hřídel	Magtrol TMHS 307/111	415307000111
Vířivá brzda	Magtrol 2WB65-HS	312211000051
Wattmetr	Yokogawa 3003E	91RB24030
Miliohmmetr	Gw instek GOM-B02	-

6.2 Měření čtyřpólového motoru

6.2.1 Zkouška při jmenovitém zatížení

Nejprve byla provedena zkouška při jmenovitém zatížení. Byl změřen odpor za studena $R_0 = 17,108 \Omega$ (jedná se o odpor dvou fází) při teplotě $\vartheta_0 = 22,8^\circ\text{C}$. Poté byla provedena zkouška při jmenovitém zatížení. Motor byl zatížen jmenovitým momentem 2,2 Nm. Pomocí termočlánků umístěných na kostře a v čelech vinutí byly sledovány teploty a po dosažení tepelné rovnováhy (oteplení se neměnilo o více než 1 K za půl hodiny) byly odečteny hodnoty napětí, proudu, činného příkonu, účinníku, frekvence, otáček, momentu a výkonu.

Tab. 6.2 Změřené hodnoty při jmenovitém zatížení

U_s	230 V
I	1,324 A
P_1	433,4 W
$\cos\varphi$	0,82
f	50,01 Hz
n	1432,9
M	2,2
P	330,2
η	76,2%

Dále byl určen odpor vinutí při jmenovitém zatížení. Po vypnutí napájení motoru bylo zaznamenáno 5 hodnot odporu a času od vypnutí napájení. Tyto hodnoty byly lineárně proloženy do času $t = 0$ a byla odečtena odpovídající hodnota odporu $R = 18,331 \, \Omega$. Z tohoto odporu, odporu za studena a teploty okolí byla určena střední teplota vinutí při jmenovitém zatížení:

$$\begin{aligned}\vartheta &= \frac{R}{R_0} \cdot (235 + \vartheta_0) - 235 = \\ &= \frac{18,331}{17,108} \cdot (235 + 22,8) - 235 = 41,2 \, ^\circ\text{C}\end{aligned}\quad (6.1)$$

Teplota okolí byla před a po zkoušce stejná ($22,8 \, ^\circ\text{C}$), střední oteplení statorového vinutí tedy je:

$$\Delta\vartheta = \vartheta - \vartheta_0 = 41,2 - 22,8 = 18,4 \, \text{K} \quad (6.2)$$

Joulové ztráty ve statorovém vinutí při jmenovitém zatížení jsou:

$$\Delta P_{js} = 1,5 \cdot R \cdot I^2 = 1,5 \cdot 18,331 \cdot 1,324^2 = 48,2 \, \text{W} \quad (6.3)$$

dále byl určen skluz při změřených otáčkách:

$$s = 1 - \frac{p \cdot n}{f} = \frac{2 \cdot \frac{1432,9}{60}}{50,01} = 4,49 \, \% \quad (6.4)$$

a joulové ztráty v rotorovém vinutí:

$$\Delta P_{jr} = (P_1 - \Delta P_{js} - \Delta P_{Fe}) \cdot s = (433,4 - 48,2 - 23,95) \cdot 0,0449 = 16,2 \text{ W}$$

kde ΔP_{fe} jsou ztráty v železe, které jsou určeny ze zkoušky naprázdno (viz kapitola 6.2.3).

6.2.2 Zkouška zatěžovací křivky

Bezprostředně po zkoušce při jmenovitém zatížení byla provedena zkouška zatěžovací křivky. Stroj byl zkoušen v šesti zatěžovacích bodech – při 125 %, 115%, 100%, 75%, 50% a 25 % jmenovitého momentu. Pro každý zatěžovací bod byly zaznamenány hodnoty napětí, proudu, příkonu, otáček, frekvence a momentu a výkonu.

Tab. 6.3 Změřené hodnoty ze zkoušky zatěžovací křivky

Zatížení [%]	U [V]	I [A]	P_1 [W]	n [min ⁻¹]	f [Hz]	M [Nm]	P [W]
125	230	1,58	542,5	1413,4	50,01	2,75	407,1
115	230,01	1,47	498,1	1421,6	50,01	2,53	376,7
100	230,02	1,32	433,4	1433,3	50,01	2,2	330,2
75	230	1,1	331,8	1451,8	50,01	1,65	250,9
50	230,06	0,92	233,8	1468,7	50,01	1,1	169,2
25	230,08	0,8	140,9	1483,6	50,01	0,55	85,5

Po zkoušce zatěžovací křivky bylo opět provedeno měření odporu. Pro každý zatěžovací bod byly určeny Joulovy ztráty ve statorovém vinutí stejně jako u zkoušky při jmenovitém zatížení. Pro hodnoty zatížení 100 % a vyšší byla pro výpočet použita hodnota odporu změřená před zkouškou. Pro zatížení nižší než 100% byla použita hodnota odporu stanovena z lineární závislosti odporu na zatížení. Tato lineární závislost byla získána ze dvou změřených hodnot odporu – před a po zkoušce zatěžovací křivky. Dále byly pro každý zatěžovací bod určeny Joulovy ztráty ve statorovém a v rotorovém vinutí (výpočet je stejný jako u zkoušky při jmenovitém zatížení).

Tab. 6.4 Rozdělení ztrát pro jednotlivé zatěžovací body

Zatížení (%)	ΔP_{js} (W)	ΔP_{jr} (W)	ΔP_{Fe} (W)	ΔP_{mech} (W)	ΔP_z (W)
125	68,79	26,1	23,04	9,84	7,66
115	59,8	21,78	23,41	9,98	6,44
100	48,2	16,15	23,95	10,19	4,74
75	33,55	8,84	24,81	10,52	3,14
50	23,41	3,89	25,63	10,83	0,79
25	17,52	1,08	26,41	11,11	-0,7

Hodnoty ztrát v železe a mechanických ztrát byly získány ze zkoušky naprázdno (kapitola 6.2.3) Zbytkové ztráty pro každý zatěžovací bod byly vypočteny dle vztahu:

$$\Delta P_z = P_1 - P - \Delta P_{js} - \Delta P_{jr} - \Delta P_{fe} - \Delta P_{mech} \quad (6.5)$$

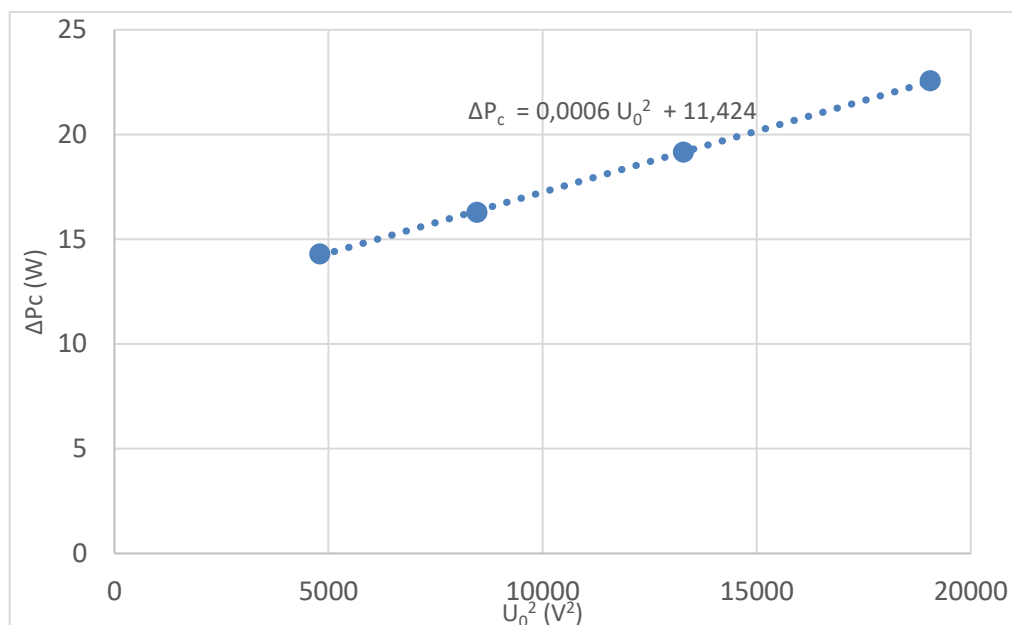
6.2.3 Zkouška naprázdno

Zkouška naprázdno byla provedena bezprostředně po zkoušce zatěžovací křivky. Zkouška je prováděna při osmi hodnotách napětí. Měření při 110 %, 100 %, 95% a 90% jmenovitého napětí sloužilo k určení ztrát v železe. Z měření při 60 %, 50 %, 40 % a 30 % jmenovitého napětí se určily mechanické ztráty. Po zkoušce naprázdno byl změřen odpor vinutí. Pro jednotlivé body byl odpor stanoven pomocí interpolace hodnot odporu před a po zkoušce naprázdno lineárně s elektrickým příkonem.

Tab. 6.5 Naměřené a vypočtené hodnoty měření naprázdno při 60% až 30% jm. napětí

U_0 [%]	U_0 [V]	I_0 [A]	P_0 [W]	R_0 [Ω]	ΔP_{js0} [W]	ΔP_c [W]
60	138,1	0,43	27,62	18	5,07	22,56
50	115,3	0,37	22,75	17,96	3,6	19,15
40	92,04	0,3	18,72	17,94	2,44	16,28
30	69,28	0,25	15,96	17,92	1,67	14,29

Při měření naprázdno byly pro každý bod odečteny hodnoty napětí, proudu a příkonu naprázdno. Odpor pro každý bod byl stanoven již zmíněnou interpolací. Joulovy ztráty naprázdno byly vypočteny stejně jako při jmenovitém zatížení. Z měření naprázdno při napětích od 60% do 30% jmenovitého napětí byly získány mechanické ztráty. Byla vytvořena závislost konstantních ztrát na druhé mocnině napětí.



Obr. 6.1 Závislost konstantních ztrát na druhé mocnině napětí

Z rovnice přímky na obrázku 6.1 je patrné, že při nulovém napětí je hodnota konstantních ztrát 11,42 W. Tato hodnota je považována za mechanické ztráty při přibližně synchronních otáčkách. Pro jiné než synchronní otáčky se hodnota mechanických ztrát určí dle vztahu:

$$\Delta P_{mech} = \Delta P_{mech,0} \cdot (1 - s)^{2,5} \quad (6.6)$$

Takto byly určeny mechanické ztráty pro každý zatěžovací bod. Pro jmenovitý bod jsou mechanické ztráty:

$$\Delta P_{mech} = 11,42 \cdot (1 - 0,0449)^{2,5} = 10,2 \text{ W} \quad (6.7)$$

Tab. 6.6 Naměřené a vypočtené hodnoty měření naprázdno při 110% až 90% jm. napětí

U_0 [%]	U_0 [V]	I_0 [A]	P_0 [W]	R_0 [Ω]	ΔP_{js0} [W]	ΔP_c [W]	ΔP_{Fe} [W]
110	253,2	0,84	63,2	18,23	19,18	44,05	32,63
100	230,01	0,75	53,9	18,17	15,2	38,71	27,28
95	218,6	0,70	49,58	18,14	13,5	36,1	24,65
90	207,2	0,66	46,51	18,12	11,91	34,6	23,18

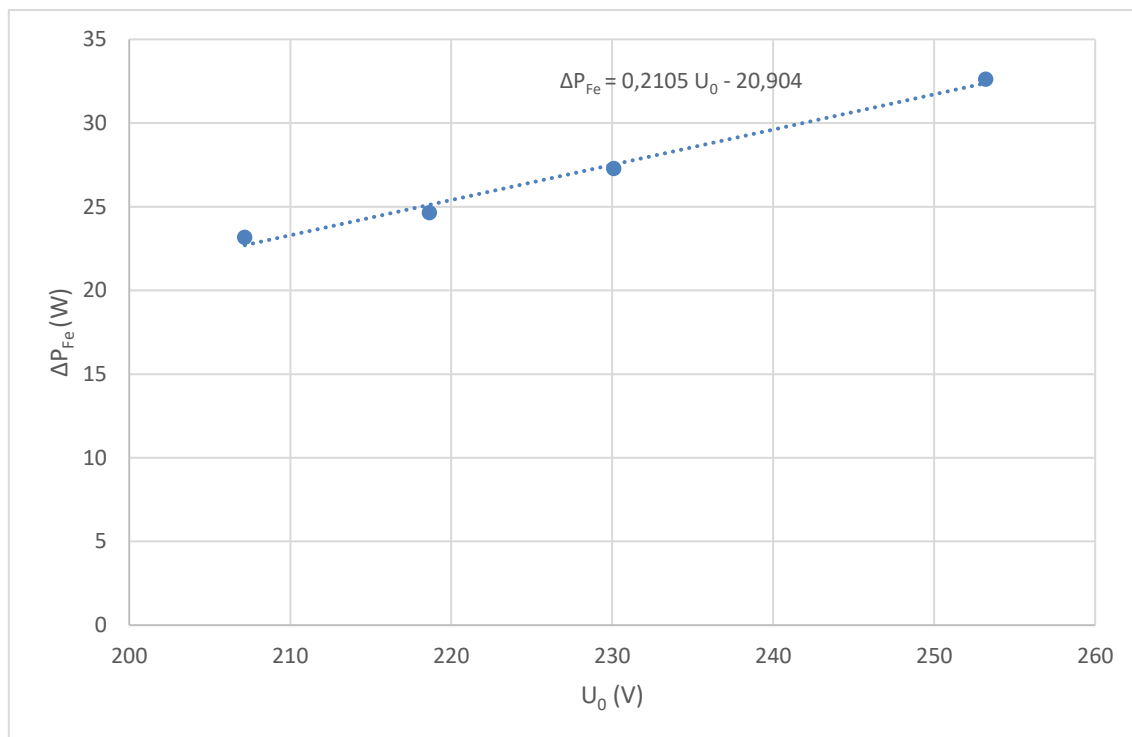
Z měření naprázdno při napětích od 110% do 90% byly určeny ztráty v železe. Konstantní ztráty, které se skládají ze ztrát v železe a z mechanických ztrát byly určeny jako rozdíl příkonu naprázdno a Joulových ztrát naprázdno:

$$\Delta P_c = \Delta P_{Fe} + \Delta P_{mech} = P_0 - \Delta P_{js0} \quad (6.8)$$

Ztráty v železe jsou potom rozdílem ztrát konstantních a mechanických.

$$\Delta P_{Fe} = \Delta P_c - \Delta P_{mech} \quad (6.9)$$

Z jednotlivých bodů byla vytvořena závislost ztrát v železe na napětí.



Obr. 6.2 Závislost ztrát v železe na napětí

Pro stanovení ztrát v železe při zatížení je potřeba určit indukované napětí dle vztahu:

$$U_i = \sqrt{\left(U - \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot I \cdot R \cdot \cos\varphi\right)^2 + \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \cdot I \cdot R \cdot \sin\varphi\right)^2} \quad (6.10)$$

Tento vztah bere v úvahu úbytek napětí na odporu statorového vinutí (není však zohledněn úbytek na rozptylové indukčnosti). V důsledku malého účinku v chodu naprázdno je při měření naprázdno úbytek na odporu zanedbatelný, uvažuje se tak jen při zatížení. Z tohoto vztahu tedy bylo pro každý zatěžovací bod vypočteno indukované napětí a z přímky na obrázku 6.2 byly odečteny příslušné ztráty v železe. Ze vztahu 6.10 bylo pro jmenovitý bod určeno indukované napětí 212,9 V. Ztráty v železe ve jmenovitém bodě jsou:

$$\begin{aligned}\Delta P_{Fe} &= 0,2105 \cdot U_0 - 20,904 = 0,2105 \cdot 212,9 - 20,904 \\ &= 23,95 \text{ W}\end{aligned}\quad (6.11)$$

6.2.4 Vyhodnocení přídatných ztrát

Pro určení přídatných ztrát byla vyvořena závislost zbytkových ztrát pro každý zatěžovací bod (tabulka 6.4) na druhé mocnině momentu. Tato závislost byla proložena přímkou, jejíž rovnice je:

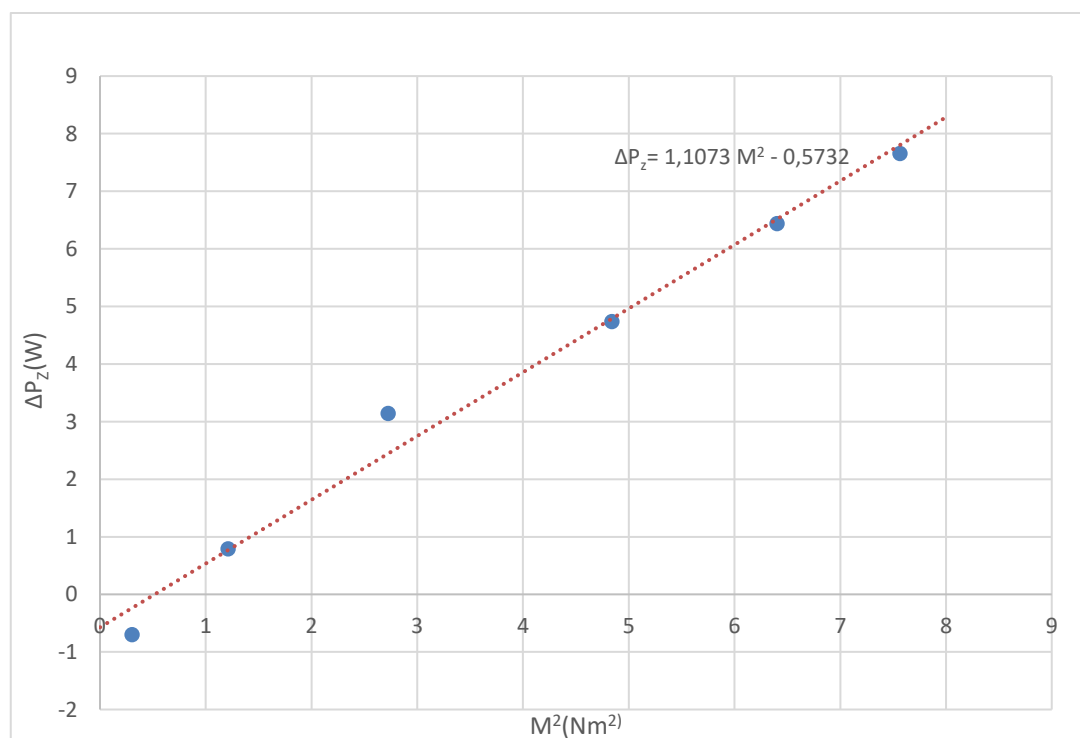
$$\Delta P_z = A \cdot M^2 + B \quad (6.12)$$

kde konstanty A, B jsou dány vztahy:

$$A = \frac{i \cdot \sum(\Delta P_z \cdot M^2) - \sum \Delta P_z \cdot \sum M^2}{i \cdot \sum(M^2)^2 - (\sum M^2)^2} \quad (6.13)$$

$$B = \frac{\sum \Delta P_z}{i} - A \cdot \frac{\sum M^2}{i} \quad (6.14)$$

i je počet zatěžovacích bodů, který je v tomto případě 6.



Obr. 6.3 Závislost zbytkových ztrát na druhé mocnině momentu

Na obrázku 6.3 je zobrazena závislost zbytkových ztrát na druhé mocnině momentu a tato závislost je proložena přímkou s konstantami $A = 1,1073$ a $B = -0,5732$ (konstanty byly získány ze vztahů 6.13 a 6.14). Přídavné ztráty jsou potom dány vztahem:

$$\Delta P_p = A \cdot M^2 = 1,1073 \cdot M^2 \quad (6.15)$$

Pro jmenovitý bod vychází přídavné ztráty:

$$\Delta P_p = 1,1073 \cdot 2,2^2 = 5,36 \text{ W} \quad (6.16)$$

6.3 Měření dvoupólového motoru

Při měření dvoupólového motoru bylo postupováno stejně jako u čtyřpólového, z tohoto důvodu nebude komentován postup, ale budou uváděny pouze výsledky.

6.3.1 Zkouška při jmenovitém zatížení

Byl změřen odpor za studena $R_0 = 4,262 \Omega$ (jedná se o odpor dvou fází) při teplotě $\vartheta_0 = 20,9 \text{ }^\circ\text{C}$. Naměřené hodnoty z měření při jmenovitém zatížení budou uvedeny v následující tabulce.

Tab. 6.7 Změřené hodnoty při jmenovitém zatížení

U_s	229,7 V
I	6,07 A
P_1	1957 W
$\cos\varphi$	0,81
f	50,01 Hz
n	2841,8 min ⁻¹
M	4,69
P	1395,8
η	71,3 %

Odpor při jmenovitém zatížení byl 5,618 Ω . Z těchto naměřených hodnot byly dopočteny další parametry při jmenovitém zatížení.

Tab. 6.8 Vypočtené hodnoty při jmenovitém zatížení

$\Delta\vartheta$	78,8 K
s	5,29 %
ΔP_{js}	310,6 W
ΔP_{jr}	82,15 W

6.3.2 Zkouška zatěžovací křivky

Tab. 6.9 Změřené hodnoty ze zkoušky zatěžovací křivky

Zatížení [%]	U [V]	I [A]	P_1 [W]	n [min ⁻¹]	f [Hz]	M [Nm]	P [W]
125	230	7,07	2440,5	2792,5	50,01	5,87	1716,4
115	230	6,65	2244,2	2814,1	50,01	5,4	1591,3
100	230,1	6,1	1961	2845,5	50,01	4,7	1400,5
75	230,2	5,39	1520,7	2892,1	50,01	3,52	1066,1
50	230,2	4,95	1116,2	2931,7	50,01	2,35	721,5
25	230,3	4,84	744,8	2964,8	50,01	1,17	363,2

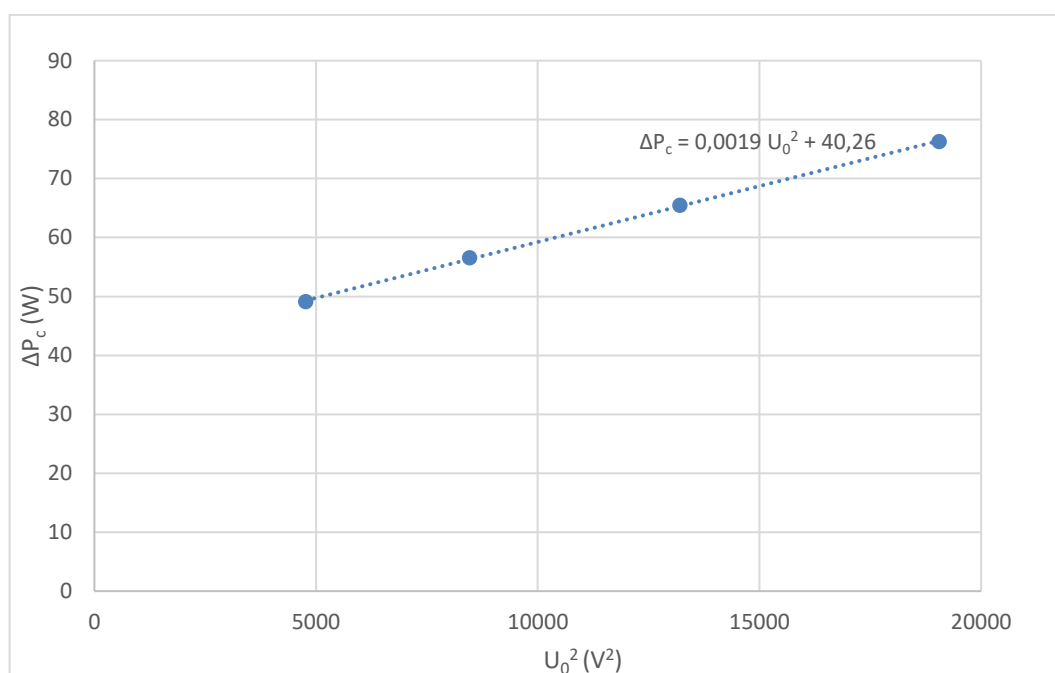
Tab. 6.10 Rozdělení ztrát pro jednotlivé zatěžovací body

Zatížení [%]	ΔP_{js} [W]	ΔP_{jr} [W]	ΔP_{Fe} [W]	ΔP_{mech} [W]	ΔP_z [W]
125	421,4	134,9	74,1	33,6	60
115	373,2	111,2	82,4	34,3	51,8
100	314,2	80,2	94,6	35,3	36,2
75	242,4	42,1	114,3	36,7	19,1
50	202,6	17,9	132,1	38	4
25	191,9	4,83	148,5	39,1	-2,65

6.3.3 Zkouška naprázdno

tab. 6.11 Naměřené a vypočtené hodnoty měření naprázdno při 60% až 30% jm. napětí

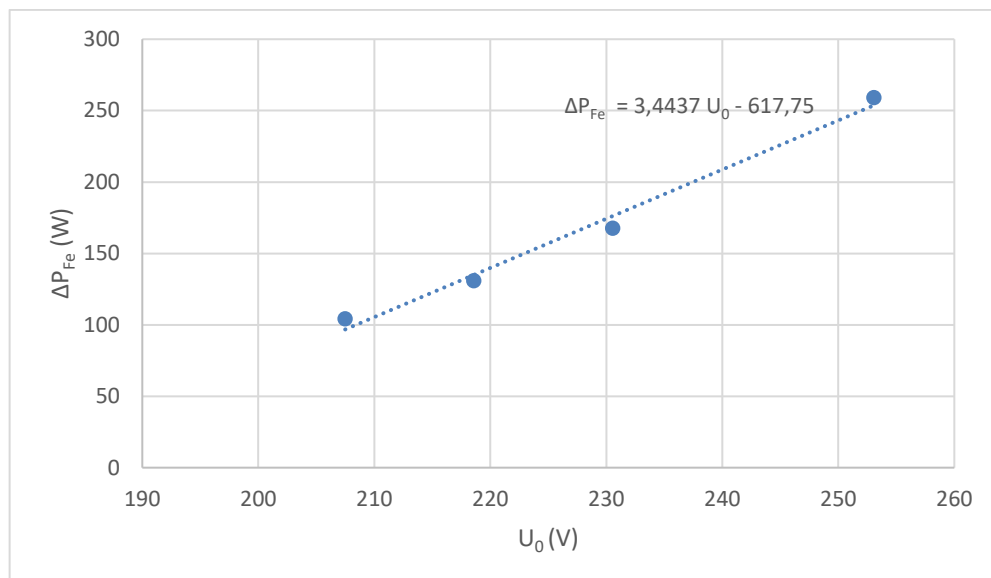
U_0 [%]	U_0 [V]	I_0 [A]	P_0 [W]	R_0 [Ω]	ΔP_{js0} [W]	ΔP_c [W]
60	138	0,9	82,5	5,055	6,2	76,3
50	114,9	0,72	69,4	5,047	3,9	65,5
40	92	0,61	59,3	5,041	2,8	56,5
30	69,1	0,56	51,4	5,037	2,3	49,1



Obr. 6.4 Závislost konstantních ztrát na druhé mocnině napětí

Tab. 6.12 Naměřené a vypočtené hodnoty měření naprázdno při 110% až 90% jm. napětí

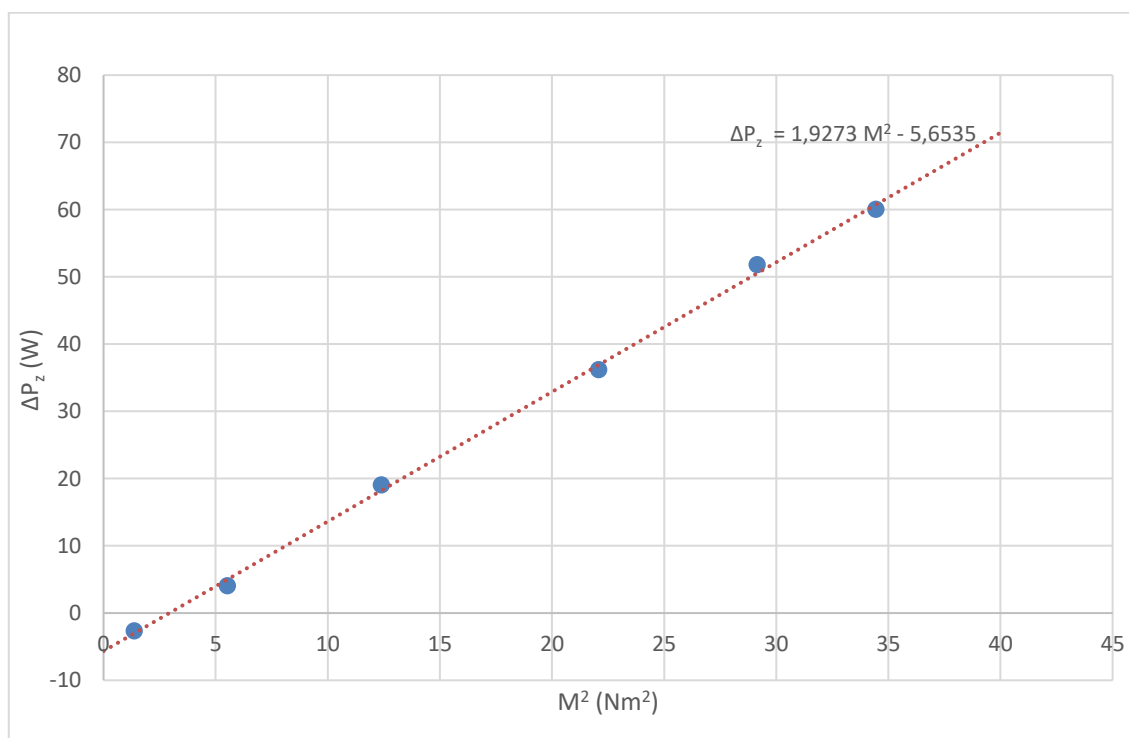
U_0 (%)	U_0 (V)	I_0 (A)	P_0 (W)	R_0 (Ω)	ΔP_{js0} (W)	ΔP_c (W)	ΔP_{Fe} (W)
110	253,1	7,63	775,6	5,454	476,2	299,4	259,1
100	230,6	5,08	411,1	5,244	203,2	207,9	167,6
95	218,6	4	295,4	5,177	124,4	171	130,8
90	207,5	3,18	222,3	5,14	77,8	144,5	104,2



Obr. 6.5 Závislost ztrát v železe na napětí

Indukované napětí při jmenovitém zatížení bylo $U_i=206,9$ V, mechanické ztráty $\Delta P_{mech}=35,1$ W a ztráty v železe $\Delta P_{Fe}=94,7$ W.

6.3.4 Vyhodnocení přídatných ztrát



Obr. 6.6 Závislost zbytkových ztrát na druhé mocnině momentu

Pro jmenovitý bod byly určeny přídatné ztráty $\Delta P_p=42,4$ W.

7 POROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ SIMULACÍ S MĚŘENÍM

V této kapitole bude provedeno porovnání základních parametrů získaných ze simulací v programu ANSYS Maxwell s hodnotami změřenými na vzorku motoru.

7.1 Čtyřpólový motor

Tab. 7.1 Porovnání parametrů při jmenovitém zatížení

Parametr	Hodnota ze simulace	Změřená hodnota
M [Nm]	2,19	2,2
n [min ⁻¹]	1444	1432,9
P [W]	331,5	330,2
P_1 [W]	427,8	433,4
η [%]	77,5	76,2
I [A]	1,3	1,32
$\cos\varphi$ [-]	0,826	0,82
ΔP_{Fe} [W]	25,6	24
ΔP_{js} [W]	46,4	48,2
ΔP_{jr} [W]	13,2	16,2
ΔP_{mech} [W]	10,2	10,2
ΔP_d [W]	-	5,4
$\Sigma \Delta P$ [W]	95,4	104

Simulace čtyřpólového motoru byla provedena při konstantních otáčkách, při nastavené hodnotě otáček 1444 min⁻¹ vyvíjel motor jmenovitý moment 2,2 Nm. Změřené otáčky při jmenovitém momentu jsou 1433 min⁻¹. Tato mírná odchylka otáček při jmenovitém zatížení může být způsobena rozdílnou teplotou a tím rozdílnou vodivostí klece (v simulacích byla uvažována teplota klece stejná jako změřená teplota statorového vinutí, teplota klece se však může lišit).

Ztráty v železe vycházejí v simulacích 25,6 W, v měření 24 W. Dalo by se očekávat, že tomu bude opačně, protože v simulacích je uvažován ideální magnetický obvod neovlivněný výrobními procesy, zatímco magnetický obvod vzorku motoru je již výrobou ovlivněn. Jednou z příčin této skutečnosti může být to, že BH charakteristika a měrné ztráty plechů uvažované v simulacích přesně neodpovídají vzorku motoru. Dále zde hraje roli způsob vyhodnocení ztrát v železe

z měření. Při použitém způsobu vyhodnocení se uvažuje, že ztráty v železe jsou závislé pouze na indukovaném napětí. Ve skutečnosti mohou být závislé taky na zatížení. Z tohoto důvodu byla v programu ANSYS Maxwell provedena také analýza naprázdno. Byly nastaveny konstantní otáčky 1496 min^{-1} (změřené otáčky naprázdno) a byly určeny ztráty v železe naprázdno.

Tab. 7.2 Ztráty v železe naprázdno a při jmenovitém zatížení

ΔP_{Fe}	naprázdno	Jmenovité zatížení
Ve statoru	14,8 W	18,1 W
V rotoru	7,7 W	7,5 W
celkové	22,5 W	25,9 W

Ztráty v železe v rotoru jsou naprázdno a při jmenovitém zatížení téměř stejné, ve statoru se však při zatížení zvětšily o 3,6 W, což je 24 %. Jelikož se při určování ztrát při zatížení vychází ze zkoušky naprázdno, tato skutečnost není při vyhodnocení měření zohledněna. Část ztrát v železe je tak vyhodnocena jako ztráty přídavné.

Hodnoty proudů vycházejí ze simulace a z měření téměř stejně, odpor vinutí byl do simulace zadán stejný jako změřený, Joulovy ztráty ve statorovém vinutí jsou tak rovněž téměř stejné.

Změřené Joulovy ztráty v rotorovém vinutí (16,2 W) jsou vyšší než simulované (13,2 W). To je způsobeno tím, že 2D analýza v programu ANSYS Maxwell uvažuje ztráty pouze v tyčích, nikoliv v kruzích.

Mechanické ztráty v simulaci byly uvažovány stejné jako změřené, doplňkové ztráty se v simulaci neuvažovaly.

Změřené celkové ztráty byly větší než simulované, změřená účinnost tak byla o 1,3 % menší.

7.2 Dvoupólový motor

Tab. 7.3 Porovnání parametrů při jmenovitém zatížení

Parametr	Hodnota ze simulace	Změřená hodnota
M [Nm]	4,71	4,69
n [min ⁻¹]	2860	2841,8
P [W]	1411,5	1395,8
P_1 [W]	2008,4	1957
η [%]	70,2	71,3
I [A]	6,58	6,07
$\cos\varphi$ [-]	0,766	0,81
ΔP_{Fe} [W]	116,2	94,7
ΔP_{js} [W]	370,5	310,6
ΔP_{jr} [W]	57,2	82,2
ΔP_{mech} [W]	35,1	35,1
ΔP_d [W]	-	42,4
$\Sigma \Delta P$ [W]	579	565

Simulace dvoupólového motoru byla provedena při konstantních otáčkách, při nastavené hodnotě otáček 2860 min⁻¹ vyvíjel motor jmenovitý moment 4,7 Nm. Změřené otáčky při jmenovitém momentu jsou 2841,8 min⁻¹. Příčiny této odchylky jsou stejné jako u čtyřpólového motoru.

Ztráty v železe vycházejí v simulacích 116,2 W, v měření 94,7 W. Stejně jako u čtyřpólového motoru byla provedena simulace naprázdno (při změřených otáčkách naprázdno 2994 min⁻¹) a byly vyhodnoceny ztráty v železe.

Tab. 7.4 Ztráty v železe naprázdno a při jmenovitém zatížení

ΔP_{Fe}	naprázdno	Jmenovité zatížení
Ve statoru	62,9 W	79 W
V rotoru	39,3 W	37,2 W
celkové	102,2 W	116,2 W

Opět platí, že část ztrát v železe byla z již zmíněných důvodů vyhodnocena jako ztráty přídatné.

Poměrně výrazně se liší hodnoty proudu a účinnku. V simulaci vychází proud 6,58 A s účínkem 0,766, zatímco změřený proud je 6,07 A s účínkem 0,81. Rozdíl je tedy v jalovém magnetizačním proudu. Jelikož je magnetizační proud v simulaci výrazně větší, magnetický obvod v simulaci je více přesycen než v reálném motoru.

Důvodem opět může být to, že BH charakteristika skutečných plechů neodpovídá BH charakteristice zadané do simulace. Vlivem rozdílných proudů se liší také Joulovy ztráty ve statorovém vinutí.

Změřené Joulovy ztráty v rotorovém vinutí (82,2 W) jsou vyšší než simulované (57,2 W). Rozdíl je způsoben opět 2D simulací, která neuvažuje ztráty v kruzích, a u dvoupólového motoru je ještě výraznější.

Mechanické ztráty v simulaci byly uvažovány stejné jako změřené, doplňkové ztráty se v simulaci neuvažovaly.

Simulované a změřené účinnosti se kvůli rozdílným celkovým ztrátám a kvůli mírné odchylce ve výkonu lišily o 1,1 %.

8 ZÁVĚR

Tématem této diplomové práce byl model a simulace víceotáčkového asynchronního motoru.

V druhé kapitole byla popsána základní teorie víceotáčkových motorů a byly odvozeny některé vlastnosti motorů s přepínáním pólů v poměru 2/1 v Dahlanderově zapojení Y/YY a Δ /YY.

Ve třetí kapitole byly analyzovány tři konkrétní statorová vinutí. První vinutí bylo použito v měřeném motoru firmy Siemens, a bylo určeno pro přepínání pólů 2/1. Druhé vinutí bylo uvedeno v literatuře [1], jednalo se o vinutí se zkráceným krokem na 5/6 a bylo rovněž určeno pro přepínání pólů 2/1. U těchto dvou vinutí byly srovnány teoretické průběhy magnetických napětí ve vzduchové mezeře a činitele vinutí. Obě tyto vlastnosti mělo lepší vinutí použité v motoru firmy Siemens. Třetí vinutí byla nejjednodušší možná varianta pro přepínání pólů 3/1.

Ve čtvrté kapitole byl analyzován vliv natočení rotorových drážek na průběhy proudu a momentu. Simulacemi i výpočtem bylo zjištěno, že vlivem 13. drážkové harmonické u čtyřpólového motoru a vlivem 29. drážkové harmonické u dvoupólového motoru vznikají vyšší harmonické proudu a pulzace momentu. Bylo ověřeno, že natočení rotorových drážek o 14° tyto jevy potlačuje.

Pátá kapitola se věnovala vyhodnocení simulací dvoupólového i čtyřpólového motoru v programu ANSYS Maxwell 2D. Ze simulací byly získány základní parametry motoru. Zajímavým výsledkem byl výrazný podíl ztrát v zubech rotoru na celkových ztrátách v železe.

Šestá kapitola popisuje metodu a vyhodnocení měření. Motor byl měřen pro zapojení Y i YY, tedy jako čtyřpólový i dvoupólový. Měřeními byly získány základní parametry motoru a rozdělení ztrát.

V poslední sedmé kapitole byly porovnány výsledky simulací a měření. Výsledky ze simulací se od výsledků měření příliš nelišily. Například rozdíl účinností byl 1,3 % pro čtyřpólový motor a 1,1 % pro dvoupólový motor. Rozdíly ve výsledcích byly odůvodněny.

Literatura

- [1] BOLDEA, I. a S. A. NASAR. *The induction machine handbook*. Boca Raton: CRC Press, 2002. ISBN 0-8493-0004-5.
- [2] BRÁZDA, Miroslav a Rudolf STAŇA. *Výpočet asynchronního motoru*. Brno: Výzkumný a vývojový ústav elektrických strojů točivých, 1973.
- [3] PYRHONEN, Juha., Tapani JOKINEN a Valeria. HRABOVCOVÁ. *Design of rotating electrical machines*. Second edition. Chichester, West Sussex, United Kingdom: Wiley, 2014. ISBN 9781118581575.
- [4] BARTON, T.H., O.I. BUTLER a H STERLING. *The theory and characteristics of the 3:1 pole-changing induction motor* [online]. , 285-294 [cit. 2017-11-13]. Dostupné z: <http://ieeexplore.ieee.org/document/5242148/>
- [5] ČSN EN 60034-2-1 ed.2. *Točivé elektrické stroje – část 2-1: Standardní metody určování ztrát ze zkoušek (s výjimkou strojů pro trakční vozidla)*. Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2015.

Seznam symbolů, veličin a zkratek

B	Magnetická indukce
$\cos\varphi$	Účinník
f	Frekvence
I	Proud
J	Proudová hustota
k_r	Činitel rozlohy
k_v	Činitel krácení kroku
k_y	Činitel vinutí
l_{fe}	Délka magnetického obvodu
m	Počet fází
n	Otáčky
N	Počet závitů jedné fáze v sérii
p	Počet pólových dvojic
Q	Počet drážek
s	Skluz
S	Plocha
U	Napětí
Y	Zapojení do hvězdy
YY	Zapojení do dvojité hvězdy
Δ	Zapojení do trojúhelníku
ΔP	Ztráty
η	Účinnost
ϑ	Řád harmonické
τ_p	Pólová rozteč